

UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO
CENTRO TECNOLÓGICO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

MARCEL PEREIRA LIMA

**AFERIÇÃO DO MODELO VOF NA CARACTERIZAÇÃO DE
PADRÕES DE ESCOAMENTO MULTIFÁSICO EM TUBULAÇÃO
HORIZONTAL E INCLINADA**

VITÓRIA
2016

MARCEL PEREIRA LIMA

**AFERIÇÃO DO MODELO VOF NA CARACTERIZAÇÃO DE
PADRÕES DE ESCOAMENTO MULTIFÁSICO EM TUBULAÇÃO
HORIZONTAL E INCLINADA**

Dissertação apresentada ao programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Márcio Ferreira Martins, *Ph. D.*

VITÓRIA
2016

MARCEL PEREIRA LIMA

AFERIÇÃO DO MODELO VOF NA CARACTERIZAÇÃO DE PADRÕES DE ESCOAMENTO MULTIFÁSICO EM TUBULAÇÃO HORIZONTAL E INCLINADA

Dissertação apresentada ao programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Aprovado em 08/04/2016.

Comissão Examinadora

Prof. Dr. Márcio Ferreira Martins- Orientador
Universidade Federal do Espírito Santo

Prof. Dr. Rogério Ramos – Membro Interno
Universidade Federal do Espírito Santo

Prof. Dr. Daniel Onofre de Almeida Cruz – Membro externo
COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro

VITÓRIA

2016

AGRADECIMENTOS

Sou muito grato a todos os que colaboraram para o desenvolvimento deste trabalho e aos que me incentivaram na busca por conhecimento e na minha qualificação em engenharia mecânica.

Agradeço especialmente ao meu orientador e amigo, Prof. Márcio Ferreira Martins, pelos conselhos, pela disponibilidade, pelo incentivo, pela confiança depositada sobre minha pessoa e pela transmissão de parte do seu vasto conhecimento que me permitiram inúmeras conquistas pessoais e profissionais. Ao respeitado Prof. Rogério Ramos, que prontamente abriu as portas de seus laboratórios para a realização dos experimentos do presente trabalho e que sempre se mostrou disponível para qualquer dificuldade.

Aos meus pais, Geraldo Marcelo Alves de Lima e Márcia Regina Pereira Lima, muito obrigado por todo o investimento na minha educação e pela confiança depositada em meus projetos pessoais e profissionais. Obrigado à Laís Pereira Lima, minha irmã, e seu noivo Fernando da Silva Ribeiro por me apoiarem nessa e em outras inúmeras caminhadas.

Muito obrigado a minha amada namorada Livia de Souza Bernardes e sua querida família por todo o carinho e incentivo que me dão força para alcançar meus objetivos.

Obrigado a todos os colaboradores do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Espírito Santo, que possibilitam o desenvolvimento de um programa de notável excelência.

RESUMO

Este trabalho visa a aferir o modelo *Volume of Fluid* (VOF) na caracterização de padrões de escoamento multifásico em tubulação horizontal e inclinada. Para tanto foi utilizado tubo de 42 mm de diâmetro com seção reta de cerca de 4,5 m na reprodução numérica e experimental de três regimes de escoamento: *slug*, *churn* e *stratified wavy*. Os fluidos utilizados foram água e ar nas respectivas vazões de 4,99 m³/h e 9,97 m³/h tanto para o regime *slug*, quanto para *stratified wavy*, sob as inclinações de 15° ascendente e 15° para baixo respectivamente. Para o regime *churn* foram utilizadas as vazões de 3,49 m³/h de água e 19,95 m³/h de ar em tubo horizontal. Em software CFD comercial, aplicou-se o modelo de escoamento multifásico VOF combinado com o modelo de turbulência *k - ε Realizable* e a função de parede *Scalable*, além de parâmetros específicos de discretização temporal e de refinamento de malha, bem como métodos de discretização espacial compatíveis com o tipo de escoamentos estudados. A escolha dos parâmetros e dos métodos numéricos foram baseados na literatura e o desenvolvimento da malha está pautada em um teste preliminar que definiu o seu grau de refinamento. Como forma de avaliar o desempenho da modelagem utilizada, foram comparadas as imagens do escoamento obtidas experimentalmente com os resultados numéricos e com a literatura, obtendo-se boa conformidade entre elas.

ABSTRACT

This work aims to verify the performance of Volume of Fluid model on flow patterns characterization in horizontal and inclined circular cross section pipe. For this purpose it was used a 42 mm diameter tube with straight section of about 4.5 m in numerical and experimental tests of three flow patterns: slug, churn and stratified wavy. The fluids used were water and air in the respective flow rates of 4.99 m³/h and 9.97 m³/h for both slug and stratified wavy patterns, under 15° upward and 15° downward respectively. However, churn pattern was performed under 3.49 m³/h of water and 19.95 m³/h of air in horizontal pipe. Volume of Fluid (VOF) multiphase flow model combined with $k-\varepsilon$ Realizable turbulence model and scalable wall function were set in CFD commercial software, as well as specific parameters for temporal discretization and mesh refinement, besides spatial discretization methods consistent with the flows. The set of parameters and numerical methods were based on the literature and the mesh refinement was set according to mesh test. In order to evaluate the performance of the numerical modeling, images from experimental flow were compared to the numerical ones and the literature, giving good agreement between them.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Sistemas multifásicos.....	17
Figura 2 - Regimes de escoamento em tubulações verticais (a) e horizontais (b) ...	18
Figura 3 – Fronteiras dos regimes <i>annular</i> e <i>non annular</i>	26
Figura 4 – Fronteiras dos regimes <i>stratified</i> e <i>non stratified</i>	28
Figura 5 – Fronteiras dos regimes <i>stratified wavy</i> e <i>stratified smooth</i>	29
Figura 6 – Mapa Baker.....	31
Figura 7 – Mapas de Xu <i>et al.</i> (2007) para ar-água.....	33
Figura 8 – Esquemas upwind.....	40
Figura 9 – Atenuação do gradiente da fração volumétrica na interface	42
Figura 10 - Representação numérica da interface de separação.....	43
Figura 11 – Esquema da propagação da informação pela malha	45
Figura 12 – Subcamadas da camada limite turbulenta	61
Figura 13 – Arranjo do aparato experimental	66
Figura 14 – Diagrama do circuito multifásico.....	67
Figura 15 – Disposição dos medidores de vazão e das válvulas agulha	67
Figura 16 – Desenho do tubo em CAD	69
Figura 17 – Velocidades médias das fases nos Mapas dos Xu <i>et al.</i> (2007)	72
Figura 18 – Interfaces de separação das fases na junção “y”	79
Figura 19 - Perfis da interface de separação das fases na junção “y”	80
Figura 20 – Erros médios dos perfis da interface em relação à Malha 4.....	80
Figura 21 – Tempos de CPU para 100 <i>time-steps</i>	81
Figura 22 – Seção de saída das malhas 3-a (a), 3-b (b) e 3 (c).....	82
Figura 23 – Vista lateral da Malha 3-b.....	83
Figura 24 – Fotografias do experimento em regime <i>slug</i>	85
Figura 25 – Fotografias do experimento em regime <i>churn</i>	87
Figura 26 – Fronteira dos regimes <i>stratified</i> e <i>non stratified</i> para o experimento <i>churn</i>	88
Figura 27 - Fronteira dos regimes <i>annular</i> e	89
Figura 28 - Fotografias do experimento em regime <i>stratified</i>	90
Figura 29 - Fronteira dos regimes <i>stratified</i>	91
Figura 30 – Mapa de cor da fração volumétrica de	93
Figura 31 – Distribuição da velocidade na seção longitudinal do tubo	94

Figura 32 – Perfis de velocidade e da fração volumétrica de água do regime <i>slug</i> na passagem de um pistão (a) e entre pistões consecutivos (b)	95
Figura 33 – Mapa de cor da fração volumétrica de água e	96
Figura 34 - Mapa de cor da fração volumétrica de água e	97
Figura 35 – Perfil de velocidade e da fração volumétrica de água do padrão <i>churn</i>	98
Figura 36 - Mapa de cor da fração volumétrica de água e	98
Figura 37 – Perfil de velocidade e da fração volumétrica de água do regime <i>stratified</i>	99
Figura 38 – Distribuição do y^+ ao longo do tubo para o regime <i>slug</i>	101
Figura 39 - Distribuição do y^+ ao longo do tubo para o regime <i>churn</i>	101
Figura 40 - Distribuição do y^+ ao longo do tubo para o regime <i>stratified wavy</i>	102

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Relação de equipamentos.....	68
Tabela 2 – Esquema numérico.....	70
Tabela 3 – Parametrização do escoamento	71
Tabela 4 – Propriedades físicas das fases.....	73
Tabela 5 – Números de Reynolds nas seções de entrada	73
Tabela 6 – Intensidades turbulentas nas.....	75
Tabela 7 – Intensidades turbulentas nas seções de saída.....	75
Tabela 8 – Números de nós das malhas	78
Tabela 9 – Tempos de simulação e de CPU para os regimes simulados	92

NOMENCLATURA

Alfabeto latino

A	Área superficial, m^2
A_f	Área da face de uma célula da malha, m^2
A_L	Área da seção transversal de líquido em escoamento <i>stratified</i> , m^2
A_G	Área da seção transversal de gás em escoamento <i>stratified</i> , m^2
c	Curvatura local da interface de separação, m^{-1}
D	Diâmetro da tubulação, m
F	Número de Froude modificado
f_{LS}	Fator de atrito se o líquido escoasse sozinho no tubo
f_{GS}	Fator de atrito se o gás escoasse sozinho no tubo
g	Aceleração da gravidade, $\approx 9,81 m/s^2$
h_L	Nível de líquido do escoamento <i>stratified</i> , m
I	Intensidade turbulenta
k	Energia cinética turbulenta por unidade de massa, J/kg
p	Pressão, Pa
\bar{p}	Pressão média, Pa
p'	Flutuação da pressão, Pa
Re	Número de Reynolds
S_ϕ	Termo fonte de ϕ por unidade de volume $kg[\phi]/m^3 s$
s	Coeficiente de abrigo
U_L	Velocidade de líquido, m/s
U_G	Velocidade de gás, m/s
U_{LS}	Velocidade média da seção transversal se o líquido escoasse sozinho no tubo, m/s
U_{GS}	Velocidade média da seção transversal se o gás escoasse sozinho no tubo, m/s
Δt	Time step, s
u	Velocidade instantânea, m/s
\bar{u}	Velocidade média, m/s
u'	Flutuação da velocidade, m/s
u_*	Velocidade de atrito, m/s

u_f	Velocidade instantânea na face de uma célula da malha, m/s
V	Volume, m^3
Δx	Distância entre os centros de duas células vizinhas da malha, m
y	Distância normal à parede, m

NOMENCLATURA

Alfabeto grego

α	Fração volumétrica
α_L	Fração volumétrica de líquido no escoamento <i>annular</i>
α_q	Fração volumétrica da fase q
β	Ângulo de inclinação da tubulação em relação à horizontal
ε	Taxa de dissipação da energia cinética turbulenta por unidade de massa, W/kg
Γ_ϕ	Coeficiente de difusão $kg/m.s$
μ	Viscosidade do fluido, $Pa.s$
μ_L	Viscosidade da fase líquida, $Pa.s$
μ_m	Viscosidade da mistura, $Pa.s$
μ_t	Viscosidade turbulenta, $Pa.s$
μ_w	Viscosidade da fase da água, $Pa.s$
ρ	Massa específica, kg/m^3
ρ_A	Massa específica do ar, kg/m^3
ρ_f	Massa específica na face em uma célula da malha kg/m^3
ρ_G	Massa específica da fase gasosa, kg/m^3
ρ_L	Massa específica da fase líquida, kg/m^3
ρ_m	Massa específica da mistura, kg/m^3
ρ_w	Massa específica da água, kg/m^3
σ	Tensão superficial, N/m
σ_{w-A}	Tensão superficial entre a água e o ar, N/m
σ_{L-G}	Tensão superficial entre o líquido e o gás, N/m
τ_w	Tensão de cisalhamento, Pa
ν	Viscosidade cinemática, m^2/s

ν_t Viscosidade cinemática turbulenta, m^2/s

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	15
2	OBJETIVOS	22
2.1	OBJETIVO GERAL	22
2.2	OBJETIVOS ESPECÍFICOS	22
3	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	23
3.1	PADRÕES DE ESCOAMENTO EM TUBOS	23
3.2	MAPAS DE PADRÕES DE ESCOAMENTO	30
3.3	MODELAGEM NUMÉRICA DO ESCOAMENTO GÁS-LÍQUIDO	34
3.3.1	Modelo Volume of Fluid – VOF	36
3.3.1.1	Equações governantes	36
3.3.1.2	Tensão superficial	37
3.3.2	Processamento numérico – método dos volumes finitos	38
3.3.2.1	Discretização espacial – métodos de interpolação	39
3.3.2.2	Métodos de determinação do gradiente	41
3.3.2.3	Discretização espacial da interface	42
3.3.2.4	Discretização temporal	43
3.3.2.5	Método de solução Pressure-Based	46
3.4	TURBULÊNCIA E SUA MODELAGEM	49
3.4.1	Equações governantes	50
3.4.2	Hipótese de Boussinesq	51
3.4.3	Modelos de turbulência	53
3.4.4	Modelo $k - \varepsilon$ Realizable	57
3.4.5	Função de parede	60
4	MATERIAIS E MÉTODOS	65
4.1	APARATO EXPERIMENTAL	65
4.2	RECURSO COMPUTACIONAL	69

4.3 MODELAGEM NUMÉRICA	69
4.3.1 Geometria.....	69
4.3.2 Parâmetros de simulação	69
4.3.3 Malha.....	77
5 RESULTADOS E DISCUSSÕES	79
5.1 RESULTADO DO TESTE DE MALHA	79
5.2 EXPERIMENTOS	84
5.2.1 Regime de escoamento <i>slug</i>	84
5.2.2 Regime de escoamento <i>churn</i>	86
5.2.3 Regime de escoamento <i>stratified wavy</i>	90
5.3 SIMULAÇÃO NUMÉRICA	92
5.3.1 Regime de escoamento <i>slug</i>	92
5.3.2 Regime de escoamento <i>churn</i>	96
5.3.3 Regime de escoamento <i>stratified wavy</i>	98
5.4 VERIFICAÇÃO DOS VALORES DE Y^+	100
6 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES.....	103
REFERÊNCIAS.....	107
ANEXO – DIAGRAMA DE MOODY	112

1 INTRODUÇÃO

Apresentando-se como objeto de estudo de uma das linhas de pesquisa da mecânica dos fluidos, os escoamentos multifásicos são definidos de diferentes maneiras na literatura. Para São (1995), um sistema multifásico consiste na mistura de uma fase fluídica com uma fase dispersa para qualquer quantidade de componentes. Paladino (2005, p.14) descreve esse tipo de escoamento como “uma região do espaço onde coexistem dois ou mais fluidos imiscíveis separados por uma interface”. Para outros autores, entretanto, tais definições apresentam apenas uma parte do conjunto de escoamentos multifásicos. Segundo Brennen (2005), escoamento multifásico refere-se a um grupo de escoamentos nos quais coexistem mais de uma fase ou componente, o que sugere uma grande variedade de misturas em que seus compostos interagem entre si das mais diversas formas.

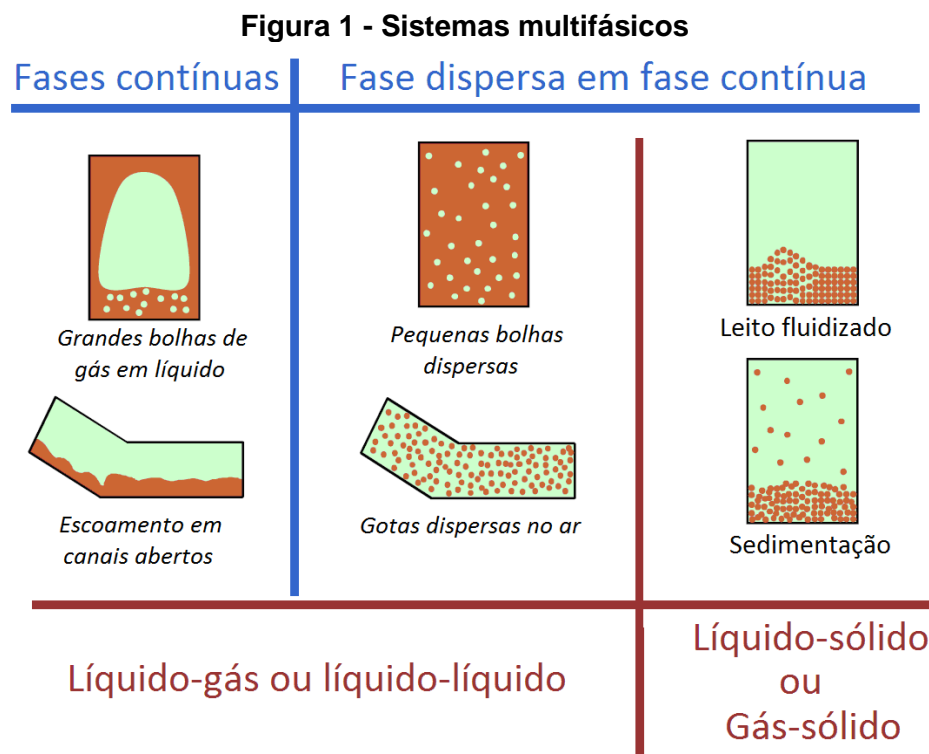
Com base nas definições apresentadas, nota-se a existência de uma grande variedade de fenômenos associados aos escoamentos multifásicos. Seja na advecção de material particulado na atmosfera, no escoamento de água em canais abertos ou no processo de geração de vapor, escoamentos multifásicos estão presentes. O estudo desses escoamentos apresenta grande relevância, tanto pela necessidade de melhorar a homogeneização ou separação de misturas, quanto para contornar problemas causados pelo escoamento multifásico inerente de um processo. Na elevação do petróleo, hidrocarbonetos mais leves tendem a sofrer mudança de fase a medida em que o petróleo escoar desde o reservatório natural até a superfície. Essa mudança ocorre devido à queda de pressão estática. Tal fenômeno, inerente ao processo de elevação de óleo, traz a necessidade de estudos relacionados aos métodos aplicados na elevação, reduzindo, dessa forma, problemas como por exemplo a perda de carga acentuada e o *gas lock*, que acomete bombas centrífugas submersíveis sob elevadas frações de gás no escoamento de óleo. No trabalho de Rabiger *et al.* (2008), por exemplo, analisa-se o comportamento de escoamento gás-líquido em uma bomba parafuso, que são amplamente utilizadas na indústria do petróleo. Adicionalmente, após ser elevado, o óleo passa por um processamento primário que inclui separadores gravitacionais e

hidrociclones, visando a redução das frações de componentes indesejados no óleo tal como a água. Para tanto, os estudos de Lim *et al.* (2010) e Cunha (2007) apresentam contribuições relevantes que favorecem a otimização da hidrodinâmica de hidrociclones e dos processo de separação de emulsões de petróleo respectivamente.

Assim como na indústria do petróleo, o escoamento multifásico também se apresenta como tema de grande relevância na indústria naval. O desenvolvimento de novas geometrias de casco para embarcações deve ser acompanhado de estudos hidrodinâmicos que avaliam parâmetros importantes, como a estabilidade da embarcação frente às ondas marítimas e a força de arraste, cuja dependência com o comportamento da superfície de separação entre a água e o ar são evidentes. Outro fenômeno associado a escoamentos multifásicos é a cavitação nos hélices, que se apresenta como um problema recorrente que deteriora o material dos hélices, reduz consideravelmente sua eficiência e, no caso de submarinos de guerra, podem prejudicar consideravelmente sua ocultação, por conta das ondas sonoras produzidas pela implosão das bolhas de vapor. Outras indústrias também se beneficiam dos estudos relacionados aos escoamentos multifásicos, tais como a indústria química, com misturadores do tipo coluna de bolhas (Andras *et al.*, 2009), a indústria de refrigeração, com suas torres de resfriamento e condensadores, além da indústria de manufaturas, com o processo de fabricação por injeção plástica (Tutar and Karakus, 2008).

Dada a grande diversidade de processos industriais envolvendo diferentes fases sob as mais variadas formas de interação, a modelagem dos diferentes sistemas multifásicos por um único modelo se torna impraticável. Para contornar tal dificuldade, costuma-se estudar separadamente esses sistemas de acordo com as fases (sólida, líquida ou gasosa) presentes na mistura, bem como pelo quão dispersa uma fase se encontra na outra, conforme apresentado na Figura 1. Com base na figura, observa-se que:

- uma mesma combinação de fases pode gerar misturas de diferentes graus de dispersão, assim como diferentes combinações delas podem compor sistemas de fase dispersa ou de apenas fases contínuas; e
- para escoamentos de mesmo grau de dispersão e envolvendo as mesmas fases, pode-se obter diferentes formas de interação entre elas.

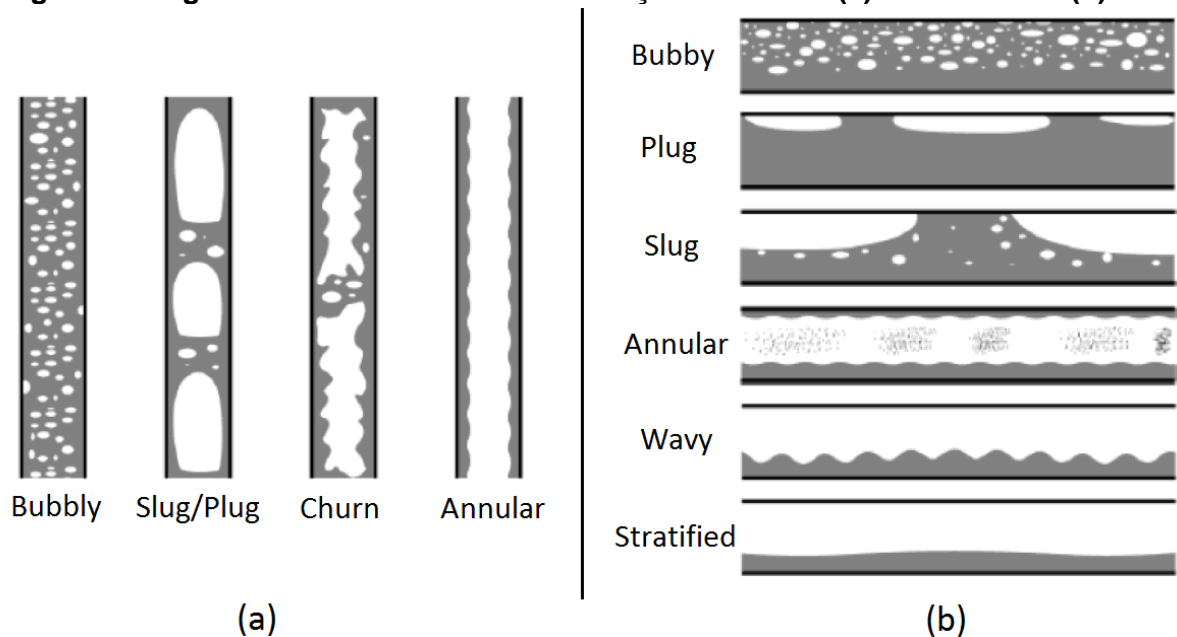


Fonte: Kristof, 2010, adaptada.

Essa última observação aponta para o conceito dos chamados regimes (ou padrões) de escoamento interno, em que alterações em determinados parâmetros de uma dada mistura podem alterar significativamente a forma de como as fases interagem entre si. Segundo Oliveira (2009), no caso de misturas bifásicas gás-líquido em tubos, o escoamento podem assumir diferentes regimes de acordo com: dimensões do sistema, propriedades físicas das fases e condições operacionais (vazão, pressão, gravidade, inclinação, etc.). Portanto, a distinção de sistemas multifásicos baseada apenas nas fases presentes e/ou na dispersão ou não de pelo menos uma delas, não é suficiente para caracterizar o escoamento.

A importância dos regimes de escoamento interno de misturas gás-líquido favoreceu os estudos relacionados ao comportamento de ambas as fases nos diferentes regimes, que por sua vez foram nomeados para facilitar sua identificação. Os principais padrões de escoamento para tubulação horizontal e vertical estão descritos a seguir e suas identificações visuais estão ilustradas na Figura 2. Pela figura, observam-se diferentes arranjos topológicos cuja influência sobre a dinâmica do escoamento é bem distinta. Os escoamentos *slug*, por exemplo, provocam grandes esforços na estrutura da tubulação devido à sua característica intermitente, além de serem indesejados para bombas. Já o escoamento *annular* tende a apresentar melhor performance na transferência de calor.

Figura 2 - Regimes de escoamento em tubulações verticais (a) e horizontais (b)



Fonte: GHAJAR, 2004, adaptada

Ainda de acordo com a Figura 2, um mesmo padrão de escoamento pode apresentar configurações distintas em função da posição vertical ou horizontal do tubo. Adicionalmente, inclinações intermediárias a essas posições também apresentam forte influência no comportamento dinâmico da mistura e provocam mudança de um regime para o outro, mesmo mantendo-se constantes as vazões volumétricas.

Vários trabalhos acerca dos escoamentos gás-líquido verticais e horizontais são encontrados na literatura (como de Schepper *et al.*, 2008, Oliveira, 2009, Parvareh *et al.*, 2010 e Imada *et al.*, 2013), entretanto menor volume de trabalho foi produzido para tubulações inclinadas. Não menos importantes, os escoamentos multifásicos em tubos inclinados estão presentes em grande variedade de aplicações práticas. Na indústria do petróleo, por exemplo, esses escoamentos ocorrem frequentemente em tubulações de terreno acidentado, assim como em tubulações de recuperação de petróleo e de injeção de vapor *offshore*. Contribuições importantes no estudo de regimes de escoamento em tubulação inclinada incluem o trabalho de Xu *et al.* (2007), onde são apresentados mapas dos padrões de escoamento para diferentes inclinações e diâmetros de tubo, além de avaliações sobre o desempenho de modelos no cálculo da fração volumétrica e da perda de carga do escoamento. Barnea (1986) apresenta modelos que definem as fronteiras de transição entre os regimes de acordo com parâmetros do escoamento e das fases para diferentes inclinações de tubo e propõe um algoritmo para determinação de cada padrão de escoamento.

Paralelamente às investigações experimentais, avanços tecnológicos recentes na área da informática relativos a *hardware* e *software* proporcionaram o desenvolvimento de uma grande quantidade de ferramentas computacionais de simulação que auxiliam fortemente na implementação de diversas tecnologias. Seja na concepção de projetos conceituais, na elaboração de um novo produto, na otimização de processos ou na análise e solução de problemas, a simulação computacional é caracterizada por reduzir custos e otimizar o tempo, principalmente, pela sua versatilidade no que se refere à alteração rápida das condições e geometrias simuladas. Academicamente, o uso de softwares de simulação se apresenta muito útil no desenvolvimento de novos modelos matemáticos e algoritmos de solução, assim como na investigação numérica de fenômenos e processos de difícil reprodução em laboratório devidos a condições severas ou a impossibilidades na garantia de condições ideais (Malalasikera, 1995). Simulações computacionais que visam a reproduzir o comportamento de sistemas envolvendo escoamento de fluido, transferência de calor, reações químicas e/ou outros fenômenos associados compreendem a

área de *Computational Fluid Dynamics*, ou CFD. Atualmente, vários *softwares* comerciais de CFD estão disponíveis no mercado tais como Ansys Fluent, Ansys CFX, COMSOL, CD-adapco e OpenFOAM, distinguindo-se uns dos outros principalmente por sua interfaces gráficas, seus portfólios de modelos numéricos e algoritmos de solução. No que se refere a simulações de escoamentos multifásicos, esses *softwares* apresentam uma grande variedade de modelos aplicáveis às diferentes combinações de fases. Para análises numéricas de mistura gás-líquido em que grandes volumes de ambas as fases compartilham o mesmo domínio de escoamento – como na interação de estruturas marítimas ou cascos de embarcações com as ondas do mar, ou na passagem de grandes bolhas de gás em tubulações preenchidas por líquido – recomenda-se a utilização do modelo *Volume of Fluid* (ou simplesmente VOF) devido a sua capacidade de reproduzir a interface de separação das fases com boa precisão, conforme mostrado por diversos trabalhos acadêmicos. Parvareh *et al.* (2010) apresentam uma comparação qualitativa entre as imagens obtidas experimental e numericamente de diferentes regimes de escoamento gás-líquido para tubo de seção circular orientado na horizontal e na vertical. O modelo VOF foi utilizado, fornecendo resultados satisfatórios na reprodução dos regimes obtidos experimentalmente. Hua *et al.* (2014), também por meio do modelo VOF, simulam o escoamento *slug* em tubulação com inclinação ascendente a fim de investigar os efeitos da inclinação, da propagação das bolhas de Taylor e de parâmetros do filme de líquido sobre o processo de arrastamento do gás na frente do pistão líquido. Como resultado, os autores mostram que a energia cinética turbulenta está intimamente relacionada à taxa de arrastamento. Para líquidos imiscíveis em regime *wavy*, Ávila and Rodriguez (2014) analisam numericamente os fenômenos da interface de separação dos líquidos relativos a sua tensão de cisalhamento, ao diâmetro hidráulico e ao fator de atrito para uma previsão alternativa da perda de carga e da fração volumétrica. Comparações qualitativas entre o experimental e o numérico também foram realizadas a respeito das ondulações na interface. Os resultados mostraram boa previsão da fração volumétrica por parte do CFD com modelo VOF, entretanto os valores da perda de carga não foram satisfatórios. Em trabalho mais recente, Abdulkadir *et al.* (2015) comparam, qualitativa e quantitativamente, estudos experimentais e computacionais de

escoamento *slug* vertical ascendente. Dentre os dados coletados destacam-se: evolução temporal da fração das fases em seção transversal, função densidade de probabilidade da fração de gás, comprimento e fração de gás do pistão líquido e da bolha de Taylor, além do campo de velocidade da bolha de Taylor.

2 OBJETIVOS

2.1 OBJETIVO GERAL

Aferir o modelo *Volume of Fluid* (VOF) na caracterização de padrões de escoamento multifásico em tubulação horizontal e inclinada.

2.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- Desenvolver uma metodologia para a visualização experimental dos padrões de escoamento em tubulação inclinada e horizontal;
- Definir os parâmetros e os modelos numéricos para as simulações dos regimes de escoamento *slug*, *churn* e *stratified wavy*;
- Desenvolver uma metodologia para teste de malha destinada a simulações de escoamento gás-líquido em tubulação;
- Realizar experimentos e simulações de escoamentos *slug*, *churn* e *stratified wavy* com o modelo VOF;
- Confrontar os resultados experimentais com a literatura; e
- Confrontar os resultados experimentais com os resultados numéricos.

3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

3.1 PADRÕES DE ESCOAMENTO EM TUBOS

Os principais padrões (ou regimes) de escoamento estão descritos a seguir:

Bubbly flow: esse regime se caracteriza pela presença da fase gasosa dispersa na fase líquida na forma de pequenas bolhas de formato variado. O diâmetro das bolhas é consideravelmente menor que o diâmetro hidráulico por onde a mistura escoar (Oliveira, 2009);

Disperse flow: ao contrário do escoamento de bolhas dispersas, o escoamento disperso apresenta pequenas gotas de líquido envoltas por região contínua de gás (de Schepper *et al.*, 2008);

Plug flow e Slug flow: o regime *Plug* é um escoamento intermitente que ocorre com baixa vazão de gás e vazão moderada de líquido. No caso de tubos horizontais, bolhas de gás alongadas de diâmetro inferior ao diâmetro da tubulação (bolhas de Taylor) escoam na superfície superior do tubo e são separadas pela massa líquida. Quando a velocidade de gás aumenta, esse regime cede lugar ao regime *Slug*, no qual o líquido se torna aerado com pequenas bolhas e o escoamento se torna mais caótico (de Schepper *et al.*, 2008). No trabalho de Oliveira (2009), o autor se refere à massa líquida que envolve as bolhas alongadas de gás como “pistão líquido”. Tal nomenclatura também é adotada no presente trabalho;

Churn flow: para Oliveira (2009), esse padrão é caracterizado pela instabilidade do padrão *slug*, quando ocorre fragmentação das bolhas de Taylor devido ao comportamento turbulento do escoamento, ocasionando o rompimento da continuidade do pistão líquido. Vários autores (Brennen, 2005, Paladino, 2005 e de Schepper, 2008) associam o regime *churn* a escoamentos verticais baseado em descrição semelhante àquela apresentada por Oliveira (2009), excluindo-o da gama de regimes para tubos na horizontal. Entretanto, Brauner and Barnea (1986) propuseram uma fronteira “*slug-churn*” a partir da qual

escoamentos *slug* se tornam *churn*, independentemente da inclinação da tubulação. Para os autores, a continuidade dos pistões de líquido é quebrada quando sua fração volumétrica de gás α_s assume valor superior a 0,52 devido à formação de regiões de grande concentração dessa fase no interior do pistão. Nessas circunstâncias, o regime *churn* passa a atuar na dinâmica do escoamento. A fração de gás no pistão de líquido é função do diâmetro do tubo, de sua inclinação, da tensão superficial, do fator de atrito, das massas específicas das fases, das velocidades do gás e da mistura, além da aceleração da gravidade;

Annular flow: grande elevação na vazão de gás de escoamento *slug* provoca a formação de um filme contínuo de líquido na parede interna do tubo. Para tubulação horizontal, a espessura do filme na região inferior do tubo é maior que aquela apresentada na região superior, sendo que tais espessuras dependem da velocidade do gás. Adicionalmente, pequenas ondulações são percebidas na interface anular de separação das fases e bolhas de líquido podem ser encontradas dispersas na fase gasosa (de Schepper *et al.*, 2008);

Stratified flow: para tubulações horizontais por onde escoam líquidos e gás a baixas velocidades, uma separação completa das duas fases é observada. Ambas estão claramente separadas por uma interface horizontal sem distúrbios, sendo que a fase líquida se encontra na região inferior e a fase gasosa, na superior (de Schepper *et al.*, 2008). Xu *et al.*(2007) e Barnea (1987), por outro lado, classificam esse regime como *stratified smooth*; e

Wavy flow: segundo de Schepper *et al.* (2008), quando a velocidade de gás aumenta em um regime *stratified*, ondas são formadas na interface gás-líquido. Tais ondas viajam na direção do escoamento e com amplitudes dependentes da velocidade relativa entre as fases, além de suas densidade e tensão superficial. Para Xu *et al.* (2007) e Barnea (1987), esse regime é identificado como *stratified wavy*.

Alguns trabalhos escritos em língua portuguesa (como Oliveira, 2009) apresentam traduções para o português na nomenclatura dos padrões de escoamento apresentados. No presente trabalho, entretanto, optou-se por

manter a nomenclatura utilizada nos trabalhos de língua inglesa visando a facilitar eventuais consultas às publicações referenciadas neste trabalho que fazem menção a tais padrões de escoamento (como Barnea, 1987 e Xu *et al.*, 2007).

Para os autores que não incluem o regime *churn* em tubulações horizontais, qualquer escoamento com filme de líquido que não apresente pistões líquidos e que não esteja compreendido no regime *annular*, é considerado escoamento *wavy* ou *stratified*. Para a classificação de Xu *et al.* (2007) e Barnea (1987), porém, escoamentos *churn* podem se apresentar como uma subdivisão de escoamento *annular* (na classificação de Schepper) por se tratar de um regime de transição entre o *slug* e o *annular* e que não apresenta pistões de líquido. Em outras palavras, o conjunto de escoamento *annular* (na classificação de Schepper) deve compreender os regimes *annular* e *churn* (na classificação de Xu *et al.*, 2007, e Barnea, 1987). Portanto, é também importante a definição de uma fronteira *churn-annular* na classificação desses autores. Conforme proposto por Barnea (1987), a solução simultânea das Equações 3.1 e 3.2 define a fronteiras “a” (da Figura 3) entre escoamentos *slug* e *annular* com base na instabilidade do filme de líquido. Já a fronteira “b” é definida pela Equação 3.1 com a fração volumétrica de líquido $\alpha_L = 0,24$ capaz de provocar o bloqueio do fluxo de gás.

$$Y = \frac{1 + 75\alpha_L}{(1 - \alpha_L)^{5/2} \alpha_L} - \frac{1}{\alpha_L^3} X^2 \quad (3.1)$$

$$Y \geq \frac{2 - \frac{3}{2}\alpha_L}{\alpha_L^3 \left(1 - \frac{3}{2}\alpha_L\right)} X^2 \quad (3.2)$$

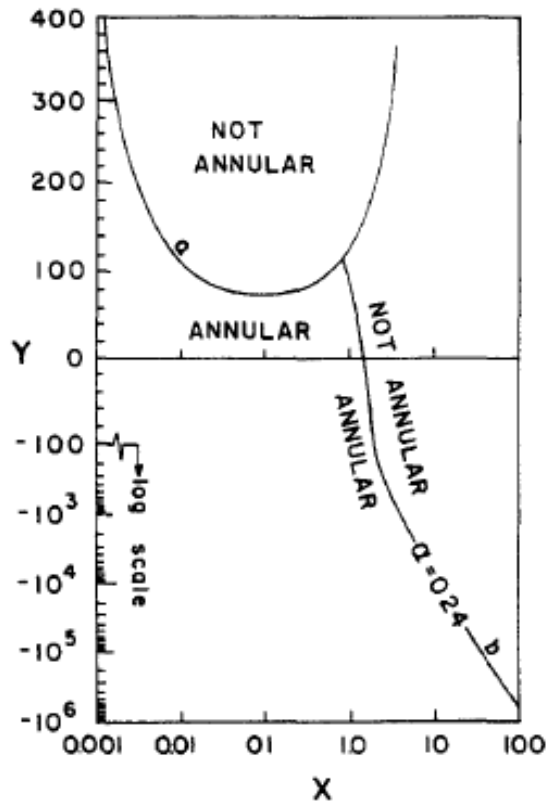
As coordenadas X e Y são definidas por:

$$X = \sqrt{\frac{f_{LS}\rho_L U_{LS}^2}{f_{GS}\rho_G U_{GS}^2}} \quad (3.3)$$

$$Y = \frac{(\rho_L - \rho_G)g \cdot \sin\beta}{\left(\frac{4}{D} f_{GS} \frac{\rho_G U_{GS}^2}{2}\right)} \quad (3.4)$$

onde f é o fator de atrito, ρ é a massa específica, g é a aceleração da gravidade, β é o ângulo de inclinação do tubo em relação à horizontal, D é o diâmetro interno do tubo e U é a velocidade média do escoamento. Os índices L e G referem-se ao líquido e ao gás respectivamente, já os índices LS e GS indicam que a variável indexada é obtida pelo escoamento monofásico da fase líquida e da fase gasosa no tubo respectivamente (por exemplo: f_{LS} é o fator de atrito obtido se a fase líquida escoasse sozinha na tubulação).

Figura 3 – Fronteiras dos regimes *annular* e *non annular*



Fonte: Barnea, 1987, adaptado.

Em se tratando da transição *slug-churn*, verifica-se que, dada a quebra do pistão de líquido, quando $\alpha_s > 0,52$ em escoamentos horizontais na transição *slug-churn*, o regime *churn* apresenta características bem semelhantes ao escoamento *wavy*, com filme de água ondulado tal que a amplitude das ondas é insuficiente para formar os pistões. A dificuldade na distinção entre os regimes *wavy* e *churn* para tubos horizontais pode ser contornada pela verificação de fronteira *stratified - non stratified* proposta por Barnea (1987), que é representada matematicamente pela Equação 3.5 e pela Figura 4 para qualquer inclinação e diâmetro de tubo.

$$F^2 \left[\frac{1}{(1 - \tilde{h}_L)^2} - \frac{\tilde{U}_G^2 \frac{d\tilde{A}_L}{d\tilde{h}_L}}{\tilde{A}_G} \right] \geq 1 \quad (3.5)$$

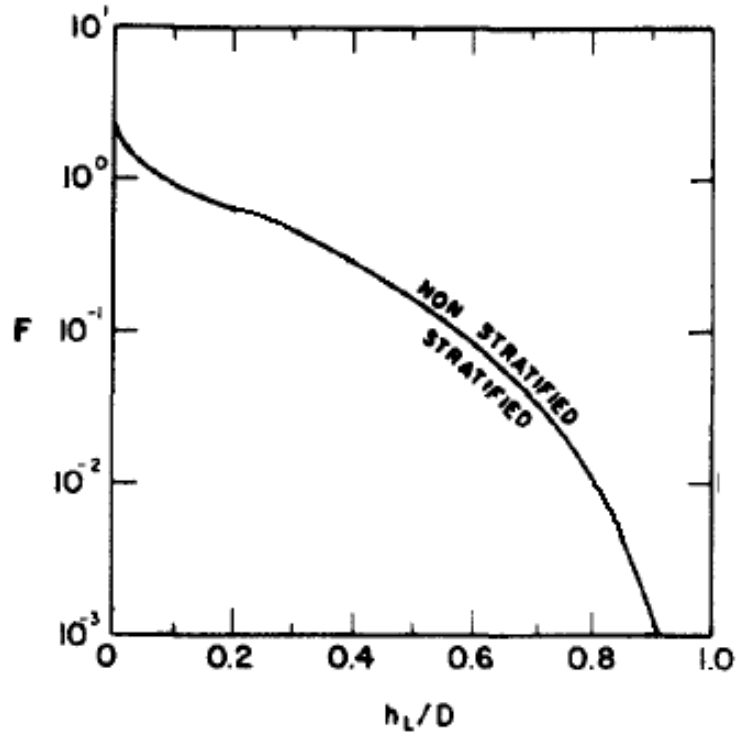
onde tem-se os adimensionais: $\tilde{h}_L = h_L/D$, $\tilde{A}_L = A_L/D^2$, $\tilde{A}_G = A_G/D^2$, e $\tilde{U}_G = U_G/U_{GS} = A/A_G$, sendo A_L e A_G as áreas de seção transversal do líquido e do gás no escoamento *stratified* e h_L o nível de líquido nesse escoamento.

F é o número de Froude modificado pela a razão das densidades das fases:

$$F = \sqrt{\frac{\rho_G}{\rho_L - \rho_G}} \frac{U_{GS}}{\sqrt{Dg \cos \beta}} \quad (3.6)$$

sendo U_{GS} a velocidade média superficial da fase gasosa, definida como a velocidade média dessa fase escoando sozinha na tubulação.

Figura 4 – Fronteiras dos regimes *stratified* e *non stratified*



Fonte: Barnea, 1987, adaptado.

Pela Figura 4, nota-se que existem duas regiões *non stratified* e *stratified* separadas pela curva da Equação 3.5 e, com base nos valores de F e h_L/D , é possível definir se o escoamento é ou não *stratified*.

Por Barnea (1987), caso o escoamento seja caracterizado como *stratified*, deve-se ainda definir em qual regime ele se encontra: *stratified wavy* ou *stratified smooth*. Para tanto, o autor considera dois efeitos associados à geração de ondas no filme de água: efeito gravitacional (condicionado pela Eq. 3.7, que por sua vez é representada pela fronteira M da Figura 5) e ação do fluxo da fase gasosa sobre a superfície líquida (Eq. 3.8 e fronteira C da mesma figura).

$$W = \frac{U_{LS}}{\sqrt{gD}} \geq 1,5 \sqrt{\tilde{h}_L} \frac{\tilde{A}_L}{\tilde{A}} \quad (3.7)$$

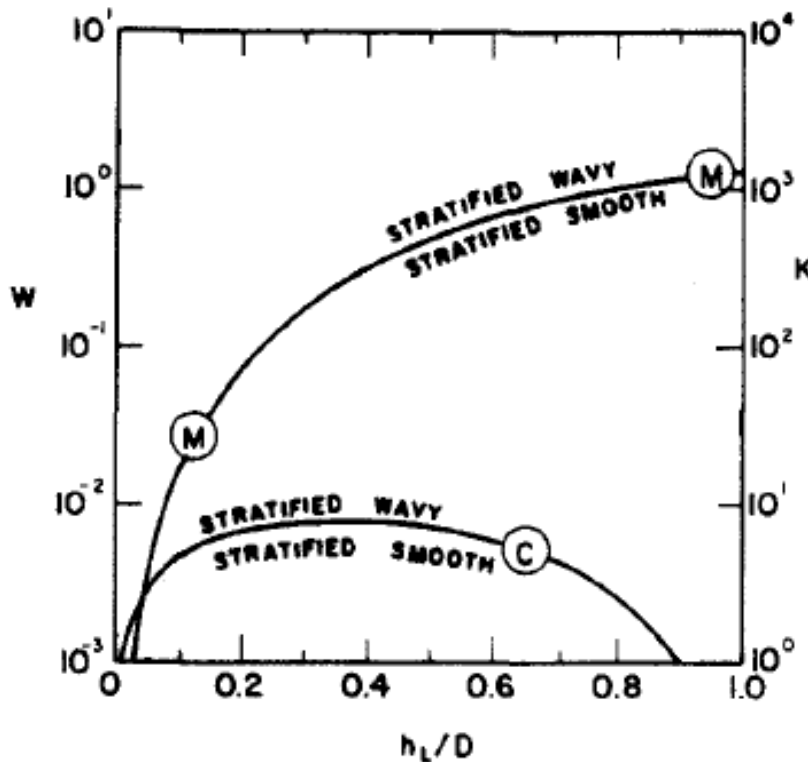
$$K \geq \left[\frac{2}{\tilde{U}_G \sqrt{\tilde{U}_L \sqrt{s}}} \right] \quad (3.8)$$

onde $\tilde{U}_L = U_L/U_{LS} = A/A_L$, $\tilde{A} = A/D^2$, s é o coeficiente de abrigo (*sheltering*) e K é o produto do número de Froude modificado com a raiz quadrada do número de Reynolds do líquido escoando sozinho no tubo:

$$K = F\sqrt{\text{Re}_{LS}} = \left[\sqrt{\frac{\rho_G}{\rho_L - \rho_G}} \frac{U_{GS}}{\sqrt{Dg \cos \beta}} \right] \left(\sqrt{\frac{DU_{LS}}{\nu_L}} \right) \quad (3.9)$$

onde ν_L é a viscosidade cinemática do líquido.

Figura 5 – Fronteiras dos regimes *stratified wavy* e *stratified smooth*



Fonte: Barnea, 1987, adaptado.

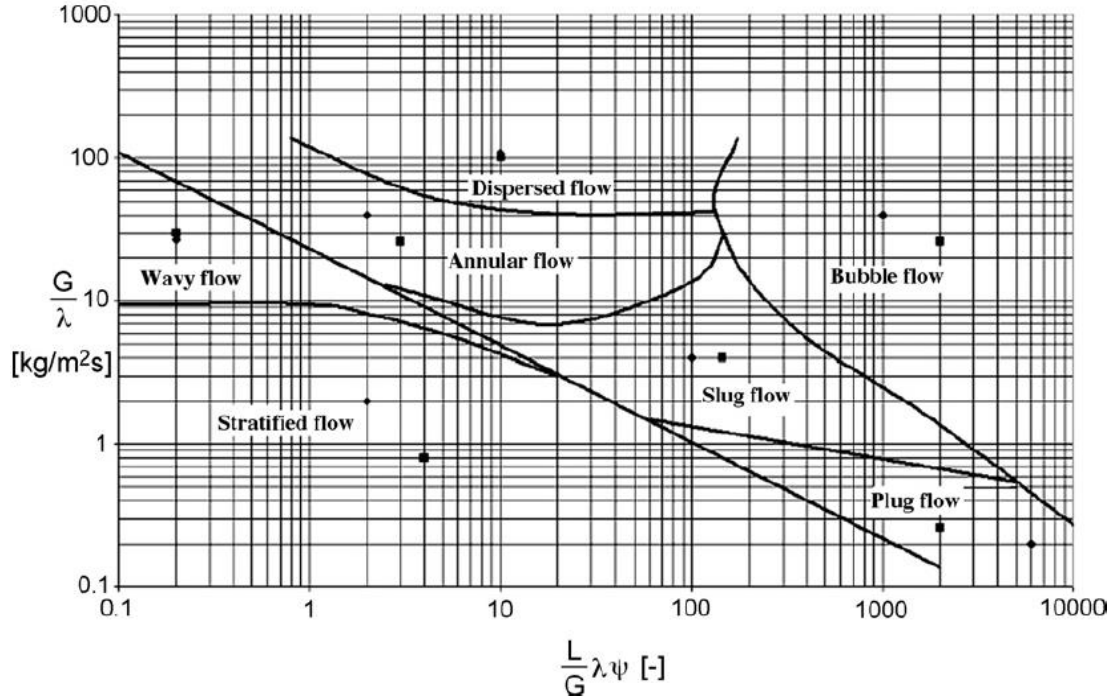
Embora os diferentes padrões de escoamento bifásico em tubos possam ser modelados como forma de prever importantes parâmetros de projeto, tais como perda de carga e taxas de transferência de calor e massa, deve-se primeiramente determinar qual padrão é apreciado. Para tanto, comumente recorrem-se aos chamados mapas de padrões de escoamento, nos quais curvas de transição dos diferentes regimes são mostradas para eixos de coordenadas baseados no fluxo, vazão ou velocidade de cada fase.

As equações e os gráficos das fronteiras apresentadas por Barnea (1987) representam os limites teóricos para os padrões de escoamento, não devendo ser consideradas para todo o espectro de condições operacionais do sistema multifásico. No caso da Equação 3.6, por exemplo, a determinação da fronteira *stratified – non stratified* apresenta resultados mais precisos para inclinações próximas da horizontal, de forma que tubulações com inclinação próxima à vertical tendem a apresentar número de Froude muito altos, o que deve ser interpretado apenas como a inexistência do regime *stratified* para tais condições.

3.2 MAPAS DE PADRÕES DE ESCOAMENTO

Ao longo dos anos, diversos autores tem publicado mapas de regimes de escoamento para diferentes fluidos, inclinações e diâmetros de duto. Em seu trabalho, Baker (1954), apresenta o primeiro mapa para tubos horizontais de seção circular, no qual sete regimes são identificados (Figura 6): *Plug flow*, *Bubble flow*, *Slug flow*, *Annular flow*, *Disperse flow*, *Stratified flow* e *Wavy flow*. Cada regime contém uma região limitada pelas curvas de transição, que são função do fluxo mássico de gás (G) e a razão entre os fluxos mássicos do líquido e do gás (L/G). Adicionalmente, são utilizados os adimensionais ψ e λ que permitem a utilização do mapa para qualquer combinação de gás e líquido diferente da combinação padrão (ar-água na pressão atmosférica e temperatura de 23° C).

Figura 6 – Mapa Baker



Fonte: de Schepper *et al.*, 2008

Algebricamente, definem-se os adimensionais como:

$$\lambda = \left[\left(\frac{\rho_G}{\rho_A} \right) \left(\frac{\rho_L}{\rho_W} \right) \right]^{0.5} \quad (3.10)$$

$$\psi = \frac{\sigma_{W-A}}{\sigma_{L-G}} \left[\left(\frac{\mu_L}{\mu_W} \right) \left(\frac{\rho_W}{\rho_L} \right)^2 \right]^{1/3} \quad (3.11)$$

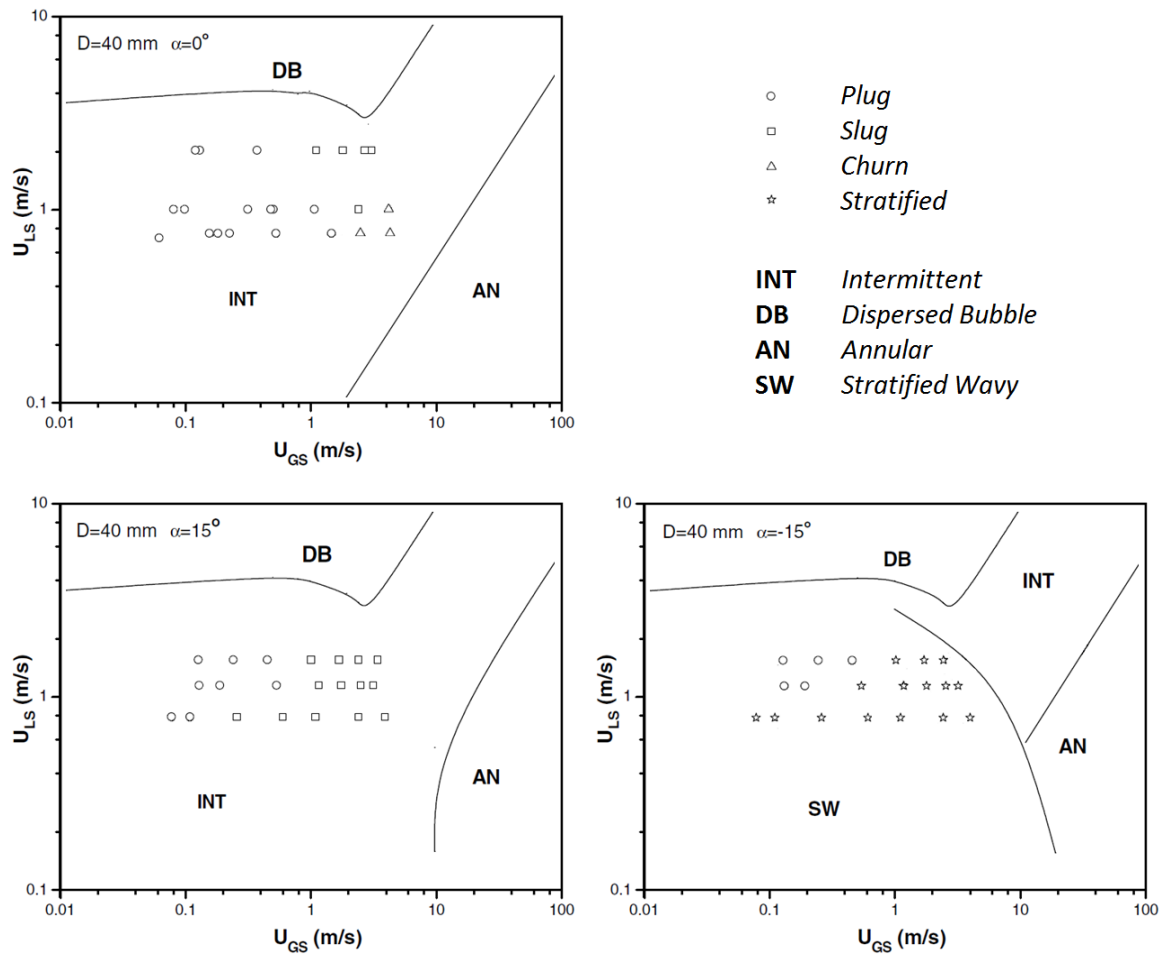
onde os índices L e G referem-se ao líquido e ao gás, os índices W e A representam a água e o ar na condição padrão, σ é a tensão superficial e μ é a viscosidade dinâmica.

Ao contrário de Baker, que apresenta os regimes previstos para escoamentos horizontais, Barnea (1986) propõe um modelo teórico para a determinação dos padrões de escoamento gás-líquido dada qualquer inclinação do tubo. Posteriormente, Xu *et al.* (2007) realizaram experimentos em tubulações de diferentes diâmetros sob certas inclinações em relação à horizontal e verificou

que os mapas de Barnea descreviam satisfatoriamente escoamentos para até os 30° de inclinação testados no seu trabalho. Para os regimes estabelecidos com tubo a 75°, o autor verificou que a fronteira *bubbly-plug* obtida experimentalmente ocorreu com menor velocidade da fase gasosa que aquela prevista por Barnea (1987) para mistura de carboximetilcelulose (fluido não-newtoniano) com gás. Por outro lado, tal fronteira apresentou melhor concordância entre os resultados experimentais e teóricos para mistura água-ar.

Os resultados de Xu *et al.* (2007) foram utilizados no presente trabalho para a definição das vazões volumétricas a serem impostas a cada fase nos experimentos e nas simulações em tubo de 42mm de diâmetro interno. Os mapas de Xu *et al.* (2007) para tubo de 40mm com mistura de água e ar estão mostrados na Figura 7 para as inclinações de 0°, 15° e -15° em relação à horizontal. As coordenadas U_{LS} e U_{GS} são as mesmas variáveis apresentadas na Equação 3.3.

Figura 7 – Mapas de Xu et al. (2007) para ar-água



Fonte: Xu et al., 2007, adaptado.

Na figura 7, estão apresentados, pelas linhas contínuas e pelas siglas (DB, INT, AN e SW), os resultados de Barnea (1987), que considera todos os regimes *Plug*, *Slug* e *Churn* como *intermittent* (INT). Por outro lado, os símbolos “○”, “□”, “△” e “☆” referem-se aos resultados experimentais obtidos por Xu et al. (2007). Nota-se, portanto, a boa correspondência entre os resultados de Barnea e Xu et al.

3.3 MODELAGEM NUMÉRICA DO ESCOAMENTO GÁS-LÍQUIDO

Assim como escoamentos monofásicos, os escoamentos com múltiplas fases ou componentes podem ser analisados experimentalmente ou numericamente (pela aplicação de métodos computacionais de solução de equações). Embora os métodos experimentais tendam a apresentar resultados confiáveis sobre determinado estudo, a reprodução de certos fenômenos em laboratório pode ser impraticável dadas as condições operacionais necessárias. Nesses casos, modelos matemáticos simplificados podem ser utilizados como forma de prever o comportamento das variáveis analisadas sem que o fenômeno seja estudado experimentalmente. Entretanto, uma avaliação teórica mais complexa de características específicas de escoamentos multifásicos pode resultar em uma grande quantidade de cálculos. Nesses casos, as ferramentas computacionais se destacam como um interessante recurso disponível. Naturalmente, os resultados obtidos de análises teóricas não devem ser completamente confiáveis sem uma verificação experimental, daí a necessidade da validação dos modelos pela comparação entre as simulações e os experimentos sob condições operacionais de possível reprodução.

Na mecânica dos fluidos, as equações desenvolvidas para a modelagem de escoamentos monofásicos são elaboradas, geralmente, com base na abordagem Euleriana (Euler) ou na Lagrangeana (Lagrange). A primeira se baseia nos princípios da conservação de massa, quantidade de movimento e energia em volumes de controle inseridos no domínio do escoamento. Por outro lado, a segunda propõe o acompanhamento de cada partícula do escoamento e a formulação de equações algébricas que descrevam a interação entre elas. A grande quantidade de moléculas presentes na maioria dos escoamentos de interesse da engenharia favorece a elaboração de modelos baseados na abordagem de Euler, visto que a fragmentação do domínio do escoamento em volumes de controle com dimensões muito maiores que os espaços que separam as partículas gera uma quantidade muito menor de equações, se comparada com o número de equações destinadas à descrição da dinâmica de cada partícula.

Em escoamentos multifásicos, a interação de diferentes fases traz a necessidade do acoplamento das duas abordagens, utilizando-se geralmente:

- Euler-Lagrange: utilizada em sistemas multifásicos contendo a mistura de fases dispersas e fases contínuas. Equações da conservação são utilizadas para as fases contínuas e servem de base para a determinação do campo de velocidade que é utilizado nas equações Lagrangeanas de cada partícula. Essa abordagem é adequada para casos em que a interação entre as partículas possa ser desconsiderada frente à influência da fase contínua sobre elas, como escoamento de jatos de *spray*.
- Euler-Euler: considera-se que o volume de cada fase não pode ser ocupado pelo volume de outra, gerando-se o conceito de fração volumétrica (uma função contínua no espaço e no tempo cuja soma para todas as fases é igual à unidade). Essa abordagem pode ser aplicada tanto para sistemas compostos apenas de fases contínuas, quanto para sistemas de fases dispersas em meios contínuos. Equações de conservação para cada fase constituem um sistema de equações acopladas por relações empíricas ou pela teoria cinética de partículas (para as fases dispersas). No *software* Fluent, três modelos estão disponíveis para Euler-Euler: *Volume of Fluid* (VOF), *mixture* e *Eulerian*.

Segundo Ansys (2011a), o modelo VOF foi desenvolvido para simular dois ou mais fluidos imiscíveis tal que a posição da interface entre eles se apresenta como informação de interesse. Dessa forma, o modelo é tipicamente aplicado para simulações de líquidos em canais abertos e misturas líquido-gás ou líquido-líquido em tubulações, sendo, portanto, escolhido para as simulações realizadas no presente trabalho.

3.3.1 Modelo Volume of Fluid – VOF

A modelagem de escoamentos multifásicos baseada no modelo *Volume of Fluid* consiste na solução do sistema de equações composto das equações da fração volumétrica de cada fase combinadas a uma única equação da quantidade de movimento, sendo todas integradas em cada célula da malha (pelo método dos volumes finitos). A localização da interface de separação das fases no domínio de escoamento é obtida pela solução das frações volumétricas, sendo que os valores dessas variáveis nas células contendo a interface assumem valores entre 0 e 1.

3.3.1.1 Equações governantes

Com base na consideração de que todas as fases são imiscíveis entre si, um mesmo campo de velocidade é compartilhado para todas elas, conforme apresentado na equação de conservação da quantidade de movimento para fluido incompressível e newtoniano:

$$\rho_m \left[\frac{\partial u_i}{\partial t} + u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right] = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[-p \delta_{ij} + \mu_m \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right] + \rho_m g_i + S_i \quad (3.12)$$

As propriedades da mistura ρ_m e μ_m são definidas com base nas frações volumétricas das fases pela Equação 3.13. Adicionalmente, u é a velocidade e o termo fonte S_i representa qualquer contribuição adicional à equação da quantidade de movimento proporcionada por demais interações entre as células da malha, incluindo a influência da tensão superficial (apresentada no item 3.3.1.2).

$$\phi_m = \sum \alpha_q \phi_q \quad (3.13)$$

onde ϕ_q representa uma propriedade (ρ ou μ) para a fase q .

Adicionalmente, as equações da continuidade (conservação da massa) de cada fase incompressível apresentam a forma:

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + u_i \frac{\partial \alpha}{\partial x_i} = 0 \quad (3.14)$$

sendo α a fração volumétrica da fase.

3.3.1.2 Tensão superficial

Ao interagirem dois fluidos imiscíveis, uma superfície de separação é formada de modo a limitar os volumes preenchidos por ambos. Sobre tal superfície atuam forças provenientes da atração entre as moléculas cuja resultante tende a agrupá-las, provocando um aumento da pressão no lado côncavo da curvatura da interface de separação. A tensão superficial, portanto, age apenas sobre a interface e sua magnitude apresenta o valor capaz manter o equilíbrio entre os esforços que tendem a agrupar as moléculas e a diferença de pressão entre os lados opostos da interface que tende a afastá-las.

Em relação aos escoamentos ar-água, os experimentos realizados no presente trabalho envolvem o conceito de tensão superficial, que se manifesta nos diferentes regimes de escoamento sobre a interface de separação entre as fases. O manual do *software* Fluent (Ansys, 2011a) apresenta dois modelos para o cálculo do termo fonte na Equação 3.12 associado à tensão superficial: *Continuum Surface Force (CSF)* e *Continuum Surface Stress (CSS)*. Segundo o manual, CSS fornece algumas vantagens sobre o modelo CSF para casos envolvendo tensão superficial variável, não necessitando de termos adicionais em tais situações devido à sua formulação conservativa, ao contrário do CSF. Entretanto, o manual reporta que geralmente o efeito da tensão superficial variável afeta apenas condições de baixa influência gravitacional, conduzindo, portanto, à utilização do método CSF para a maioria dos problemas de engenharia, conforme realizado por Imada *et al.* (2013), Albadawi *et al.* (2013) e Liu *et al.* (2012).

A força associada à tensão superficial atuante entre cada par de fases i e j sobre sua interface de separação pode ser expressa pela Equação 3.15, de acordo com o método CSF:

$$F_{vol} = \sum_{ij, i < j} \sigma_{ij} \frac{\alpha_i \rho_i c_j \nabla \alpha_j + \alpha_j \rho_j c_i \nabla \alpha_i}{\frac{1}{2}(\rho_i + \rho_j)} \quad (3.15)$$

tal que c é a curvatura local da interface, definida em termos do divergente do vetor unitário normal à superfície \hat{n} :

$$c = \nabla \bullet \hat{n} \quad (3.16)$$

O valor de F_{vol} por unidade de volume atuará no modelo VOF por meio do termo fonte da Equação 3.12.

3.3.2 Processamento numérico – método dos volumes finitos

Quanto às simulações computacionais, vários métodos numéricos de solução foram desenvolvidos ao longo dos anos como forma de produzir resultados mais precisos para os diferentes fenômenos simulados. Dentre eles, destacam-se: método dos elementos de contorno, método das diferenças finitas, método dos elementos finitos e método dos volumes finitos, sendo esse último o método adotado nos principais softwares comerciais de simulação CFD, como o Fluent (utilizado no presente trabalho).

Segundo Malalasekera and Versteeg (1995), o método dos volumes finitos se baseia na fragmentação do domínio em pequenos volumes de controle e na realização de três passos:

- integração das equações governantes em cada volume de controle;

- discretização – conversão das equações integrais em um sistema de equações algébricas;
- solução das equações algébricas por métodos iterativos.

Para problemas transientes, além do processo de discretização ao longo do domínio (discretização espacial), deve-se também efetuar a chamada discretização temporal, na qual o tempo total simulado é fragmentado em subintervalos.

3.3.2.1 Discretização espacial – métodos de interpolação

No método dos volumes finitos, as equações governantes são geradas com base na equação geral do transporte das variáveis de interesse. Para uma variável ϕ , a integração dessa equação em um volume de controle arbitrário toma a forma da Eq. 3.17 e sua discretização gera a equação algébrica 3.18.

$$\int_V \frac{\partial \rho \phi}{\partial t} dV + \int \rho \phi \vec{u} \cdot d\vec{A} = \int \Gamma_\phi \nabla \phi \cdot d\vec{A} + \int_V S_\phi dV \quad (3.17)$$

$$\underbrace{\frac{\partial \rho \phi}{\partial t} V}_{\mathbf{A}} + \underbrace{\sum_f^{N \text{ faces}} \rho_f \phi_f \vec{u}_f \cdot \vec{A}_f}_{\mathbf{B}} = \underbrace{\sum_f^{N \text{ faces}} \Gamma_\phi \nabla \phi_f \cdot \vec{A}_f}_{\mathbf{C}} + S_\phi V \quad (3.18)$$

onde o índice f indica o valor da variável na face do volume de controle.

No software Fluent, a matriz solução do sistema de equações algébricas geradas a partir da Eq. 3.18 é composta pelos valores de ϕ no centro de cada célula. Entretanto, informações sobre ϕ_f e $\nabla \phi_f$ são necessárias nos termos **B** e **C** da equação e precisam ser interpolados a partir dessa variável no centro das células por meio de esquemas chamados *upwind*.

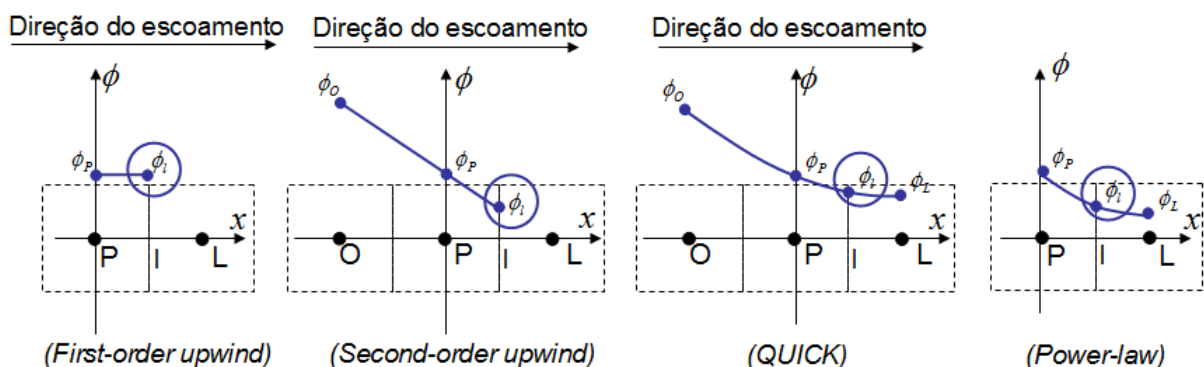
Para problemas transientes, além dos esquemas necessários no cálculo dos termos **B** a **C**, a interpolação temporal é realizada no termo **A**.

Esquemas upwind

Quatro métodos de interpolação espacial com esquemas *upwind* estão disponíveis no software Fluent:

- *first-order upwind*: é o mais simples dentre os esquemas. Nele, considera-se que o valor de ϕ_f é o mesmo do valor de ϕ no centro da célula adjacente a montante da face (de acordo com a direção do fluxo), conforme apresentado na Figura 8.
- *second-order upwind*: o valor de ϕ_f é obtido pela linearização dos valores de ϕ no centro das duas células vizinhas a montante da face.
- *QUICK*: fornece o valor de ϕ_f pela função quadrática gerada pelos valores de ϕ no centro das duas células vizinhas a montante da face e pelo valor dessa variável no centro da célula imediatamente a jusante.
- *power-law*: está fundamentado na solução analítica unidimensional da equação de convecção-difusão. O valor de ϕ_f é encontrado pela aplicação dessa equação com os valores de ϕ no centro das células adjacentes à face.

Figura 8 – Esquemas upwind



Fonte: Autor

Dentre esses esquemas, os mais utilizados na literatura são *first-order* e *second-order upwind*, deixando a utilização dos outros dois para casos particulares em que sua aplicação pode apresentar vantagens em relação esquemas convencionais (como escoamentos rotativos para *QUICK* e envolvendo transferência de calor para *power-law*).

Embora o esquema *first-order upwind* gere boa estabilidade dos cálculos, ele pode desenvolver falsa difusão pela suavização dos gradientes no domínio do escoamento, sendo utilizado frequentemente apenas nas primeiras iterações como forma de facilitar a convergência dos cálculos. Por outro lado, *second-order upwind* apresenta maior precisão que o esquema *first-order*, porém é suscetível a instabilidades em regiões de forte gradiente. Dessa forma, recomenda-se a utilização do primeiro esquema para as iterações iniciais seguida do segundo esquema, garantindo assim a convergência dos cálculos com boa precisão.

3.3.2.2 Métodos de determinação do gradiente

O cálculo dos gradientes se faz necessário para a discretização dos termos de convecção e difusão nas equações de conservação (Ansys, 2011a). No Fluent, os gradientes são obtidos por um dos métodos: *Green-Gauss Cell-Based*, *Green-Gauss Node-Based* e *Least Squares Cell-Based*. Os dois primeiros utilizam o teorema de Green-Gauss, enquanto que o terceiro considera uma variação linear da variável ϕ entre duas células (conforme apresentado na Equação 3.19):

$$(\nabla \phi)_{c0} \bullet \Delta r_i = (\phi_{ci} - \phi_{c0}) \quad (3.19)$$

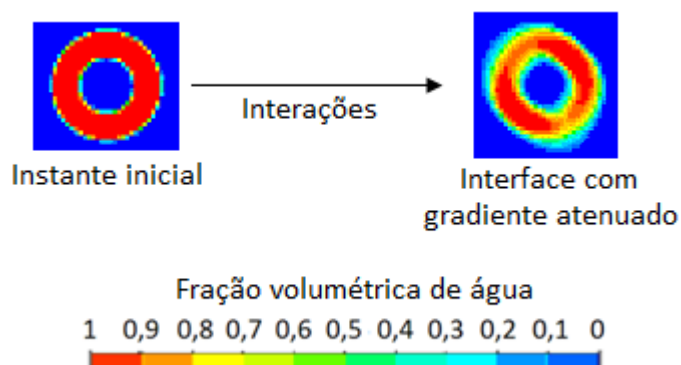
onde $(\nabla \phi)_{c0}$ indica o gradiente de ϕ no centro de uma célula (ponto $c0$), Δr_i é o vetor desde $c0$ até o ponto ci (centro da célula adjacente).

Segundo o manual da Ansys (2011a), ao contrário do *Green-Gauss Cell-Based*, o método *Least Squares Cell-Based* apresenta boa precisão no cálculo dos gradientes de matrizes distorcidas (alto skewnes) assim como *Green-Gauss Node-Based*. Entretanto esse último se apresenta mais caro computacionalmente, tornando o método *Least Squares Cell-Based* mais adequado.

3.3.2.3 Discretização espacial da interface

Embora as frações volumétricas α de cada fase nas diferentes células da malha sejam úteis na identificação das regiões de encontro das fases do escoamento multifásico, seus valores não são suficientes para a determinação da forma geométrica apresentada pela interface de separação. Adicionalmente, a utilização de métodos de discretização espacial convencionais (*upwind*) nas células cujos valores de α se encontra entre 0 e 1 tende a provocar uma gradativa redução do gradiente da fração volumétrica nas regiões de encontro das fases, em outras palavras, ocorre dissipação da interface de separação, impedindo a sua identificação precisa. A Figura 9 apresenta um exemplo de atenuação do gradiente da interface entre as fases líquida e gasosa à medida que as iterações são realizadas no processo de solução das equações com a aplicação do método de discretização *first-order upwind*.

Figura 9 – Atenuação do gradiente da fração volumétrica na interface



Fonte: Fluent Software Training, 2014, adaptado.

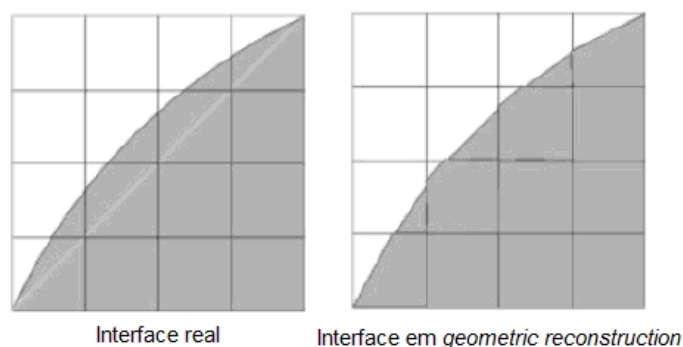
Como forma de contornar os problemas no uso de métodos convencionais de interpolação espacial na interface entre as fases, o software Fluent v.14 traz

alguns métodos de interpolação especiais: *geometric reconstruction*, *donor-acceptor*, *Compressive Interface Capturing Scheme for Arbitrary Meshes* (CICSAM) e *Compressive and Zonal Discretization Schemes*. Segundo o manual da Ansys (2011a) o primeiro apresenta a maior precisão e pode ser aplicado para malhas não estruturadas.

Jabbari *et al.* (2014) mostram que, dentre *High Resolution Interface Capturing* (HRIC), *geometric reconstruction* (GRS) e CICSAM, o método CICSAM apresenta melhor combinação de precisão e baixo custo computacional, especialmente para escoamento de superfície livre de fluido não newtoniano. No mesmo trabalho, um teste de validação dos métodos mostra que, para fluido Newtoniano, HRIC e CICSAM apresentam o mesmo resultado, enquanto que GRS difere dos outros dois, mas mantém boa concordância com o resultado experimental.

No processo de interpolação por *geometric reconstruction*, a interface é representada linearmente nas células que apresentam valores de α diferente de 0 e 1 (Figura 10), resultando em boa semelhança com a interface real para malhas suficientemente refinadas. No processo de cálculo são consideradas informações sobre suas frações volumétricas e suas respectivas derivadas.

Figura 10 - Representação numérica da interface de separação



Fonte: Ansys, 2011a, adaptada.

3.3.2.4 Discretização temporal

Conforme apresentado na Equação 3.18, problemas de caráter transiente necessitam da discretização do termo **A** para que as soluções em instantes de

tempo futuros possam ser geradas com base em instantes anteriores a eles. Ainda analisando a equação da conservação da quantidade de movimento, observa-se que a variação temporal de ϕ se iguala a uma função dessa própria variável em dado instante de tempo (Eq. 3.20).

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} = F(\phi) \quad (3.20)$$

Duas abordagens são apresentadas no manual Ansys (2011a) para a discretização no tempo: implícita e explícita. Na primeira, a variável contida na função F representa um instante de tempo futuro ϕ^{n+1} , enquanto que na segunda, essa variável assume o valor presente ϕ^n , conforme apresentado nas Equações 3.21 e 3.22 respectivamente (onde Δt é o incremento de tempo utilizado na discretização, ou *time step*):

$$\frac{\phi^{n+1} - \phi^n}{\Delta t} = F(\phi^{n+1}) \quad (3.21)$$

$$\frac{\phi^{n+1} - \phi^n}{\Delta t} = F(\phi^n) \quad (3.22)$$

Nota-se que, para a discretização implícita, processos iterativos de solução são necessários na determinação da variável ϕ para instantes de tempo futuros, dada a presença simultânea do seu valor futuro ϕ^{n+1} tanto na função F quanto no termo discretizado no tempo. Por outro lado, pela abordagem explícita, pode-se obter o valor da variável futura ϕ^{n+1} diretamente por seu valor presente ϕ^n .

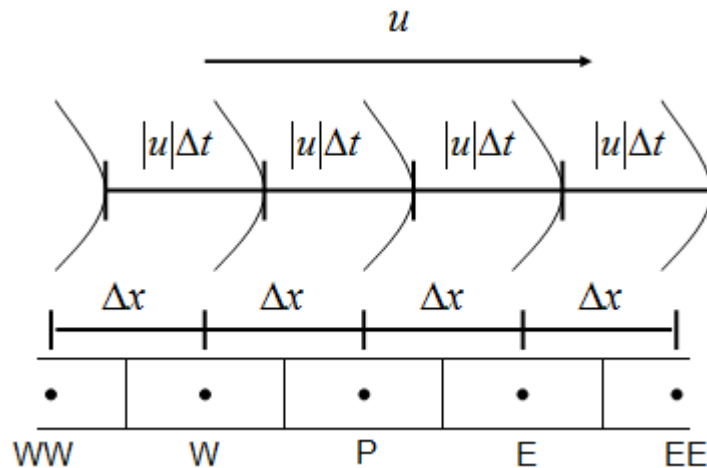
Embora a abordagem explícita permita uma solução direta de instantes futuros de tempo, problemas de instabilidade numérica dos resultados podem ser

encontrados com a utilização de *time steps* muito grandes. A condição limitante para o valor do intervalo de tempo nesse método de discretização é chamada de *Courant-Friedrichs-Lewy* – CFL, apresentada pela Equação 3.23.

$$CFL = \frac{|u|\Delta t}{\Delta x} \quad (3.23)$$

onde Δt é o *time step* utilizado, $|u|$ é o módulo da velocidade de propagação da informação gerada pelo fenômeno transiente através do domínio de escoamento (por exemplo: a própria velocidade do escoamento) e Δx é a distância entre o centro de duas células adjacentes na direção de propagação da informação, conforme ilustrado na Figura 11.

Figura 11 – Esquema da propagação da informação pela malha



Fonte: autor.

Nota-se que, para valores de CFL maiores que a unidade, tem-se que o comprimento da onda de propagação da informação em um intervalo de tempo Δt supera o comprimento que separa os centros de duas células adjacentes. Nessa situação, os cálculos se tornam instáveis, visto que a malha não é capaz de “sentir” a passagem da informação ao longo do domínio. Portanto, a condição limite necessária para que a simulação opere de maneira estável é tornar o valor de CFL igual a um, considerando-se: o refinamento da malha, o fenômeno estudado e o *time step* utilizado.

3.3.2.5 Método de solução Pressure-Based

A solução de problemas de mecânicas dos fluidos por meio de ferramentas de *Computational Fluid Dynamics* (CFD) apresenta diversos processos de discretização, tais como elementos finitos e volumes finitos. Especificamente no software Fluent, utiliza-se esse último processo na simulação de problemas envolvendo CFD, cuja sequência de procedimentos segue a seguinte ordem:

- Discretização do domínio de escoamento em volumes de controle, por meio de técnicas de malhagem;
- Integração das equações governantes em cada volume de controle, gerando-se equações algébricas de variáveis discretas, tais como: velocidade e pressão. Essa etapa é realizada pelos métodos de discretização espacial e temporal; e
- Linearização das equações algébricas e resolução numérica do sistema linear de equações.

Nota-se que, embora os métodos de discretização possibilitem a formulação de equações algébricas, a sua linearização se torna necessária dado o caráter não linear das equações governantes. Esse processo de linearização, em conjunto com os procedimentos de resolução do sistema de equações, é, portanto, realizado por métodos numéricos de solução. No software Fluent, dois desses métodos estão disponíveis: *Pressure-Based* e *Density-Based*. Enquanto o segundo se apresenta mais recomendado para simulações de gás real, vapor úmido e escoamento compressível de alta velocidade, o primeiro é mais indicado para a aplicação de modelos de cavitação, *Volume of Fluid* (VOF), *Mixture*, *Eulerian* e de combustão (Ansys, 2011b).

Em simulações de escoamento, são resolvidas essencialmente as equações de conservação da quantidade de movimento e da massa envolvendo as variáveis de pressão e velocidade. Visto que os gradientes de pressão no domínio do escoamento influenciarão no equacionamento da quantidade de movimento e são, conseqüentemente, indispensáveis para a determinação do campo de velocidade, a distribuição da pressão no fluido precisa ser determinada. Sabendo-se que o sistema de equações formado pelas equações de Navier-

Stokes e da continuidade ainda não apresentam solução analítica, a determinação do campo de velocidade também se torna necessário para o cálculo do mapa de pressão. A essa relação de dependência entre tais variáveis, dá-se o nome de acoplamento pressão-velocidade.

Pelo método *Density-Based*, escoamentos compressíveis podem ser simulados pela utilização da equação da continuidade no cálculo da massa específica do fluido, que associada à temperatura (proveniente da equação da entalpia) fornece os valores da pressão pela equação de estado. Por outro lado, para escoamentos incompressíveis, a solução da equação da quantidade de movimento se torna complicada devido à falta de uma equação independente para a pressão. Nesse caso, pelo método *Pressure-Based*, o campo de pressão é obtido pela solução da chamada equação da correção da pressão (*pressure correction equation*), gerada por meio de uma manipulação das equações da continuidade e da quantidade de movimento. A resolução das equações geradas nesse método é então realizada pelo algoritmo segregado (*Pressure-Based Segregated*) ou pelo procedimento acoplado (*Pressure-Based Coupled*). No primeiro, os cálculos do campo de velocidade ocorrem separadamente daqueles do termo de correção da pressão, proporcionando menor custo computacional. No segundo algoritmo, esses cálculos são desenvolvidos em um sistema de equações acopladas da quantidade de movimento e da correção da pressão (continuidade), o que é consideravelmente mais caro computacionalmente e, portanto, deve se apresentar mais lento em simulações transientes, embora a razão de convergência por iteração seja maior nesse algoritmo (Ansys, 2011a).

O algoritmo *Pressure-Based Segregated* apresenta diferentes versões: SIMPLE, SIMPLEC, PISO e FSM. Sendo que os dois primeiros são mais indicados para escoamentos em regime permanente e os outros, para escoamentos transientes.

Tanto o algoritmo SIMPLE quanto o SIMPLEC utilizam o procedimento de cálculo descrito a seguir, sendo que o segundo garante convergência mais rápida em detrimento da estabilidade dos cálculos para simulações de

escoamentos turbulentos, por alterações na correção da velocidade do primeiro.

1. Obtenção do campo de velocidade pela resolução das equações da quantidade de movimento baseadas nos valores de pressão, velocidade, massa específica e viscosidade obtidos da iteração anterior ou de valores inicialmente estimados;
2. Cálculo do termo de correção da pressão utilizando as equações da continuidade pelo campo de velocidade recentemente calculado;
3. Correção das velocidades, do fluxo de massa e da pressão pelos valores do termo de correção da pressão (passo 2) e do campo de velocidade (passo 1);
4. Correção dos parâmetros relacionados à turbulência, energia (se necessário), etc. por meio de suas equações de transporte com base nos valores de pressão, velocidade e dos próprios parâmetros obtidos de iterações anteriores ou de valores estimados;
5. Atualização dos termos de geração provenientes da interação entre diferentes fases (em escoamentos multifásicos);
6. Verificação da convergência.

Como limitação dos algoritmos SIMPLE e SIMPLER, destaca-se o fato de que, embora as novas velocidades (passo 3) satisfaçam a equação da continuidade, seus valores não se apresentam adequados para a equação da quantidade de movimento, o que torna necessário um maior número de iterações para que o balanço seja satisfeito. Como forma de melhorar o desempenho desses algoritmos, são adicionados passos de correção dos tipos *Neighbor Correction* ou *Skewness Correction*, gerando-se um novo algoritmo chamado PISO (*Pressure-Implicit with Splitting Operators*).

A utilização do procedimento *Neighbor Correction* introduz mais um passo de cálculo do termo de correção da pressão, seguido da correção das velocidades e da pressão entre os passos 3 e 4 do algoritmo SIMPLE.

A correção do tipo *Skewness*, por outro lado, visa a contornar um problema comum na simulação de malhas com elevados *skewness* (distorções nos ângulos formados entre as faces), em que a relação entre a correção do fluxo de massa na face da célula e a diferença da correção da pressão nas células adjacentes é muito grosseira (Ansys, 2011a), gerando atraso na convergência dos cálculos. Para tanto, é calculado um termo de correção do gradiente da pressão na face após o passo 2 do algoritmo SIMPLEC, o qual é utilizado na correção do fluxo de massa do passo 3.

Tentativas em reduzir o número de iterações para simulações de escoamentos de regime transiente levaram ao desenvolvimento do algoritmo FSM (*Fractional-Step Method*). Nele, iterações intermediárias são introduzidas nos passos do processo de acoplamento pressão-velocidade. Dessa forma, um único processo é efetuado para cada *time-step*, reduzindo de maneira considerável o esforço computacional em problemas transientes. Simulações que utilizam modelos multifásicos, entretanto, tendem a apresentar instabilidades quando realizadas com o algoritmo FSM. Nesse caso, o algoritmo PISO torna-se mais indicado.

3.4 TURBULÊNCIA E SUA MODELAGEM

Segundo Taylor and von Kármán (1937), os chamados escoamentos turbulentos devem satisfazer uma condição de irregularidade, que são geradas por forças viscosas ao longo de superfícies sólidas (turbulência de parede) ou apenas pelo escoamento de camadas de fluidos com diferentes velocidade sobre outras camadas (turbulência livre). Para Hinze (1975), a turbulência se caracteriza pela condição irregular do escoamento, na qual as várias quantidades envolvidas apresentam uma variação randômica no tempo e no espaço, podendo ser diferenciada estatisticamente de seus valores médios. Embora, várias definições de turbulência tenham sido criadas ao longo dos anos, todas convergem para a condição de aleatoriedade do movimento das moléculas transportadas em escoamentos turbulentos. Tal condição motivou a chamada decomposição de Reynolds que define a velocidade, e quantidades

envolvidas, como a soma de um valor médio mais uma flutuação e é utilizada por diversos modelos como forma de tratar estatisticamente a aleatoriedade da turbulência.

3.4.1 Equações governantes

Assim como os escoamentos laminares, os escoamentos turbulentos são governados pelas equações da continuidade e da conservação da quantidade de movimento, que para escoamentos incompressíveis de fluidos newtonianos são descritas, respectivamente, pelas Equações 3.24 (continuidade) e 3.25 (Navier-Stokes).

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \quad (3.24)$$

$$\frac{\partial u_i}{\partial t} + u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_j} \left[-p \delta_{ij} + \mu \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right] + g_i + \frac{1}{\rho} S_i \quad (3.25)$$

Tais equações podem ser usadas na solução numérica de escoamentos turbulentos pelo método *Direct Numerical Simulation – DNS*. Entretanto, essa abordagem se apresenta muito custosa computacionalmente visto que todas as escalas de tempo e comprimento do escoamento são resolvidas diretamente, tornando-a inviável para problemas complexos (Bernard and Wallace, 2002). Como forma de contornar esse problema, diversos modelos foram desenvolvidos com base na decomposição de Reynolds, que possibilita a modelagem das quantidades envolvidas (por exemplo: a velocidade u_i ou a pressão p) em termos de seus valores médios ($\overline{u_i}$ ou \overline{p}). Nas Equações 3.26 e 3.27, a velocidade e a pressão são representadas de acordo com essa decomposição, sendo u_i' e p' as flutuações dessas variáveis respectivamente em torno das suas médias.

$$u_i = \overline{u_i} + u_i' \quad (3.26)$$

$$p = \overline{p} + p' \quad (3.27)$$

Para fluidos newtonianos em escoamentos incompressíveis, a aplicação dessa decomposição nas equações da continuidade e da quantidade de movimento resulta, respectivamente, nas Equações 3.28 e 3.29, sendo essa última também chamada de equação *Reynolds Averaged Navier-Stokes –RANS* (Dewan, 2011):

$$\frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_i} = 0 \quad (3.28)$$

$$\frac{\partial \overline{u_i}}{\partial t} + \overline{u_j} \frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j} = \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_j} \left[-\overline{p} \delta_{ij} + \mu \frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j} - \rho \overline{(u_i' u_j')} \right] + g_i + \frac{1}{\rho} S_i \quad (3.29)$$

Nota-se que, ao contrário da Equação da continuidade 3.28, a equação da quantidade de movimento RANS apresenta um termo adicional (sublinhado) em relação à Equação 3.25. Tal termo recebe o nome de tensor de Reynolds $\tau_{ij} = -\rho \overline{(u_i' u_j')}$ e é responsável pela introdução de seis novas variáveis à equação (dada a simetria desse tensor). Dessa forma, modelos que utilizam RANS necessitam de mais equações para que o sistema seja resolvido com solução única.

3.4.2 Hipótese de Boussinesq

Uma forma usual de modelar o tensor de Reynolds está baseada na hipótese de Boussinesq, que relaciona esse tensor com as velocidades médias do escoamento, conforme apresentado pela Equação 3.30 (Dewan, 2011):

$$\tau_{ij} = -\rho \overline{(u_i' u_j')} = \mu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \left(\rho k + \mu_t \frac{\partial \bar{u}_k}{\partial x_k} \right) \delta_{ij} \quad (3.30)$$

Nota-se que, para escoamentos incompressíveis, o termo sublinhado se anula. A variável escalar k nessa equação representa a energia cinética turbulenta por unidade de massa e é definida pela Equação 3.31. Já a variável μ_t é chamada de viscosidade turbulenta e está relacionada não apenas ao fluido, como a viscosidade molecular μ , mas também apresenta forte relação com a intensidade da turbulência. Na hipótese de Boussinesq, essa variável é considerada a mesma para todas as direções (isotrópica), o que não é uma aproximação razoável para escoamentos que envolvam turbilhonamento, separação da camada limite e correntes secundárias.

$$k = \frac{1}{2} \overline{(u_i' u_i')} \quad (3.31)$$

Aplicando a hipótese de Boussinesq na equação da quantidade de movimento, obtém-se:

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial (\bar{p} \delta_{ij})}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\nu + \nu_t) \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right] + g_i \quad (3.32)$$

onde $\nu_t = \mu_t / \rho$.

Pela Equação 3.32, observa-se que a viscosidade turbulenta se apresenta como uma nova variável, que precisa ser modelada para que sistema de equações possa ser resolvido.

3.4.3 Modelos de turbulência

Dentre os diversos modelos numéricos necessários para a determinação da viscosidade turbulenta com base na Hipótese de Boussinesq, Ansys (2011a) apresenta:

- Modelo de uma equação (Spalart-Allmaras): a viscosidade turbulenta é obtida pela solução de sua equação do transporte. Esse modelo apresenta bons resultados na simulação de camada limite de velocidade submetida a gradiente de pressão adverso (positivo no sentido do fluxo), leve descolamento da camada limite e recirculação principalmente em escoamentos externos da indústria aeronáutica e de turbomáquinas.
- Modelos de duas equações:
 - *$k - \varepsilon$ Standard*: utiliza-se das equações do transporte da energia cinética turbulenta por unidade de massa (k) e de sua taxa de dissipação (ε) para a determinação da viscosidade turbulenta, que é função dessas variáveis nesse caso.
 - *$k - \varepsilon$ RNG*: é um modelo similar ao *$k - \varepsilon$ Standard*, entretanto suas equações são derivadas da aplicação da técnica estatística *Renormalization Group Method* (RNG) nas equações de Navier-Stokes. Portanto, apresenta termos adicionais nas equações de transporte de k e ε . O modelo inclui efeitos de turbilhonamento na turbulência e se mostra mais preciso em problemas que envolvam transporte de massa e calor em região de parede em escoamento de transição e linhas de corrente de elevada curvatura e taxa de deformação.
 - *$k - \varepsilon$ Realizable*: apresenta a mesma equação da energia cinética turbulenta por unidade de massa k do modelo *$k - \varepsilon$ Standard*, entretanto alterações são feitas na equação de ε . Esse modelo é indicado para jatos planos e circulares, camada limite sob forte gradiente de pressão

adversa ou separação, recirculação e elevada curvatura de linha de corrente.

- *k- ω Standard*: utiliza uma versão modificada da equação de k usada no modelo *k- ε Standard* e uma equação do transporte de ω (inverso da escala de tempo associada aos menores turbilhões presentes no escoamento, onde a energia é dissipada). O modelo apresenta bons resultados para efeitos de baixo número de Reynolds, porém não gera resultados satisfatórios na região externa à camada limite do escoamento.
- *SST k- ω* : esse modelo (de nome abreviado da expressão *Shear-Stress Transport*) aproveita a boa performance do *k- ω* no interior da camada limite combinada com melhores resultados obtidos pelo *k- ε* fora dela. Para tanto, o SST utiliza o modelo *k- ω* com algumas alterações nas regiões próximas à região parede e o *k- ε* no restante do domínio de escoamento.
- Modelo de três equações (*Transition k-kl- ω*): possui as equações do transporte para a energia cinética turbulenta por unidade de massa k , a energia cinética laminar (kl) e o inverso da escala de tempo ω . Seu uso é indicado para simular as alterações na camada limite decorrentes da transição do regime laminar para turbulento.

Entretanto, existem outros modelos que não utilizam a hipótese de Boussinesq, sendo geralmente aplicados a problemas em que a hipótese de isotropia da viscosidade turbulenta não se apresenta como boa simplificação.

- Modelo de sete equações (*Reynolds Stress*): esse modelo soluciona o sistema de equações *RANS* (Equação. 3.29) pela adição de equações do transporte para as seis variáveis independentes do tensor de Reynolds, além de uma equação para a dissipação de energia pela turbulência. Dessa forma, o modelo não considera a isotropia da viscosidade turbulenta e pode ser aplicado em uma variedade de problemas envolvendo escoamento com separação, linha de corrente

com curvatura, turbilhonamento, rotação, alta taxa de deformação e escoamento secundário. Trabalhos recentes tem contribuído para a ampliação do campo de aplicação desse modelo com o desenvolvimento de modificações que melhoram seu desempenho em determinados problemas, assim como realizado por Resende *et al.* (2013) na simulação de escoamento de fluidos viscoelásticos.

- Scale-Adaptive Simulation (SAS): também conhecido por SAS-SST, é uma evolução do modelo SST que apresenta uma maior resolução do espectro turbulento em escoamentos instáveis. Esse modelo está baseado na formulação de Rotta, que apresenta a equação do transporte exata para o produto da energia cinética turbulenta por unidade de massa com a escala de comprimento ($k.l$). Tal formulação, sendo aplicada às equações do transporte de k e ω (SST), resulta no modelo SAS.
- Large Eddy Simulation (LES): grandes turbilhões, cuja dimensão é semelhante ao comprimento característico do escoamento médio (ex.: espessura da camada limite), são resolvidos diretamente, enquanto que turbilhões menores (responsáveis pela dissipação da energia cinética turbulenta) recebem uma modelagem. Esse modelo, portanto, diferencia-se do *direct numerical simulation* (DNS), em que todo o escoamento é resolvido diretamente. A resolução direta apenas de grandes turbilhões pelo LES permite a utilização de malhas mais grosseiras e maiores *time-steps* que aqueles necessários ao DNS, entretanto o modelo ainda requer maiores refinamentos que para simulações com RANS, provocando maior custo computacional em relação a elas.
- Detached Eddy Simulation (DES): utiliza modelos RANS para o escoamento no interior da camada limite e LES para as regiões mais afastadas da parede. No Fluent, três modelos RANS são usados pelo DES: Spalart-Allmaras, $k - \varepsilon$ *Realizable* e SST $k - \omega$.

Dentre os diversos modelos apresentados pelo software Fluent, verifica-se uma grande variedade de técnicas de solução para problemas de engenharia com diferentes custos computacionais e correspondência com os problemas simulados, que devem ser considerados na escolha do modelo a ser utilizado. Visto que, no presente trabalho, escoamentos multifásicos gás-líquido foram simulados no intuito de verificar a acurácia do modelo VOF na reprodução de regimes de escoamento para tubulações inclinadas e horizontais, optou-se por um modelo suficientemente robusto e amplamente utilizado pela literatura, além de ser compatível com as condições do escoamento e com os recursos computacionais disponíveis no laboratório. Vários estudos, não apenas relacionados à simulação de regimes de escoamento gás-líquido, tem se utilizado de modelos de duas equações para a reprodução do escoamento devido à sua boa relação entre o custo computacional e a acurácia dos resultados.

Dado que os escoamentos estudados no presente trabalho não apresentam o fenômeno de transferência de calor ou massa e que a camada limite não influencia consideravelmente no regime de escoamento da mistura, optou-se pela utilização da modelagem $k-\varepsilon$ no lugar da $k-\omega$. Em outras palavras, a utilização de função de parede na simulação de regiões no interior da camada limite afetadas pela viscosidade deve apresentar resultado satisfatório sem a necessidade de maiores refinamentos na região de parede, que seriam necessários para simulações em $k-\omega$.

Dentre os modelos $k-\varepsilon$ *Standard*, RNG e *Realizable*, o primeiro fora descartado no presente trabalho devido às melhorias apresentadas pelos outros dois, principalmente no que se refere à simulação de escoamentos com linhas de corrente de grande curvatura e vórtices, que devem ocorrer na junção “y” da geometria simulada (apresentada no item 4.1).

Por fim, segundo Ansys (2011a), $k-\varepsilon$ *Realizable* tem apresentado melhor performance que todos os outros modelos $k-\varepsilon$ no que se refere a diversos problemas de escoamentos com características complexas, sendo, portanto,

escolhido como modelo de turbulência utilizado nas simulações do presente trabalho.

3.4.4 Modelo $k - \varepsilon$ Realizable

De acordo com Dewan (2011), o modelo $k - \varepsilon$ *Realizable* difere do modelo *standard* em dois pontos: ele apresenta um novo equacionamento para a viscosidade turbulenta e possui uma nova equação do transporte para ε . Combinando a relação de Boussinesq (Eq. 3.30) e a definição da viscosidade turbulenta (Eq. 3.33)

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (3.33)$$

obtém-se a expressão para a componente normal do tensor de Reynolds:

$$\overline{u'^2} = \frac{2}{3}k - 2C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \frac{\partial u}{\partial x} \quad (3.34)$$

Pela Equação 3.34, verifica-se que a componente normal $\overline{u'^2}$, que por definição é positiva, torna-se negativa (*non-realizable*) quando a deformação média é suficientemente grande tal que:

$$\frac{k}{\varepsilon} \frac{\partial u}{\partial x} > \frac{1}{3C_\mu} \approx 3.7 \quad (3.35)$$

Dessa forma, para que $\overline{u'^2}$ se mantenha positiva em condições de grandes deformações, C_μ deve se comportar como variável sensível ao escoamento médio e à turbulência, mantendo a consistência matemática do tensor de Reynolds. Ao contrário dos modelos $k - \varepsilon$ *Standard* e RNG, que consideram

C_μ como uma constante, o modelo $k-\varepsilon$ *Realizable* apresenta o seguinte equacionamento para esse termo (Ansys, 2011a):

$$C_\mu = \frac{1}{A_0 + A_S \frac{kU^*}{\varepsilon}} \quad (3.36)$$

onde

$$U^* = \sqrt{S_{ij}S_{ij} + \tilde{\Omega}_{ij}\tilde{\Omega}_{ij}} \quad (3.37)$$

e

$$\tilde{\Omega}_{ij} = \Omega_{ij} - 2\varepsilon_{ijk}\omega_k \quad (3.38)$$

$$\Omega_{ij} = \overline{\Omega}_{ij} - 2\varepsilon_{ijk}\omega_k \quad (3.39)$$

$\overline{\Omega}_{ij}$ é o tensor taxa de deformação média com velocidade angular ω_k e

$$A_0 = 4,04 \quad (3.40)$$

$$A_S = \sqrt{6} \cos \left\{ \frac{1}{3} \cos^{-1} \left[\sqrt{6} \frac{S_{ij}S_{jk}S_{ki}}{\sqrt{S_{ij}S_{ij}}^3} \right] \right\} \quad (3.41)$$

sendo $S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right)$.

Em se tratando de modelo $k-\varepsilon$, o modelo $k-\varepsilon$ *Realizable* está baseado nas equações do transporte para a energia cinética turbulenta por unidade de massa (Eq. 3.42) e para sua taxa de dissipação (Eq. 3.43), sendo que essa última inclui alterações em relação aos outros modelos.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \quad (3.42)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \varepsilon u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \rho C_1 S \varepsilon - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu \varepsilon}} + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} C_{3\varepsilon} G_b + S_\varepsilon \quad (3.43)$$

tal que $C_1 = \max \left[0,43; \frac{\eta}{\eta + 5} \right]$, com $\eta = S \frac{k}{\varepsilon}$, $S = \sqrt{2 S_{ij} S_{ij}}$, e onde as constantes

recebem os seguintes valores: $C_2 = 1,9$, $C_{1\varepsilon} = 1,44$, $\sigma_k = 1$, $\sigma_\varepsilon = 1,2$.

O termo $C_{3\varepsilon}$ está relacionado ao grau no qual ε é afetado pelo empuxo em casos onde ocorre a geração de turbulência pelo empuxo (representada na equação pelo termo de geração G_b). Tal incremento é importante apenas para problemas que envolvam o efeito da gravidade combinado com algum gradiente de temperatura, o que não ocorre nos casos simulados no presente trabalho, sendo, portanto, o termo G_b considerado nulo para os cálculos das simulações realizadas. São igualmente desconsiderados os termos Y_M , S_k e S_ε , já que estão respectivamente associados à compressibilidade do escoamento com elevado número de Mach e a quaisquer outras fontes de k e ε não incluídos nas equações.

Por fim, o termo G_k representa a produção de energia cinética turbulenta devido ao gradiente da velocidade média e é modelado da mesma forma que nos outros modelos $k - \varepsilon$:

$$G_k = 2\mu_t S_{ij} S_{ij} \quad (3.44)$$

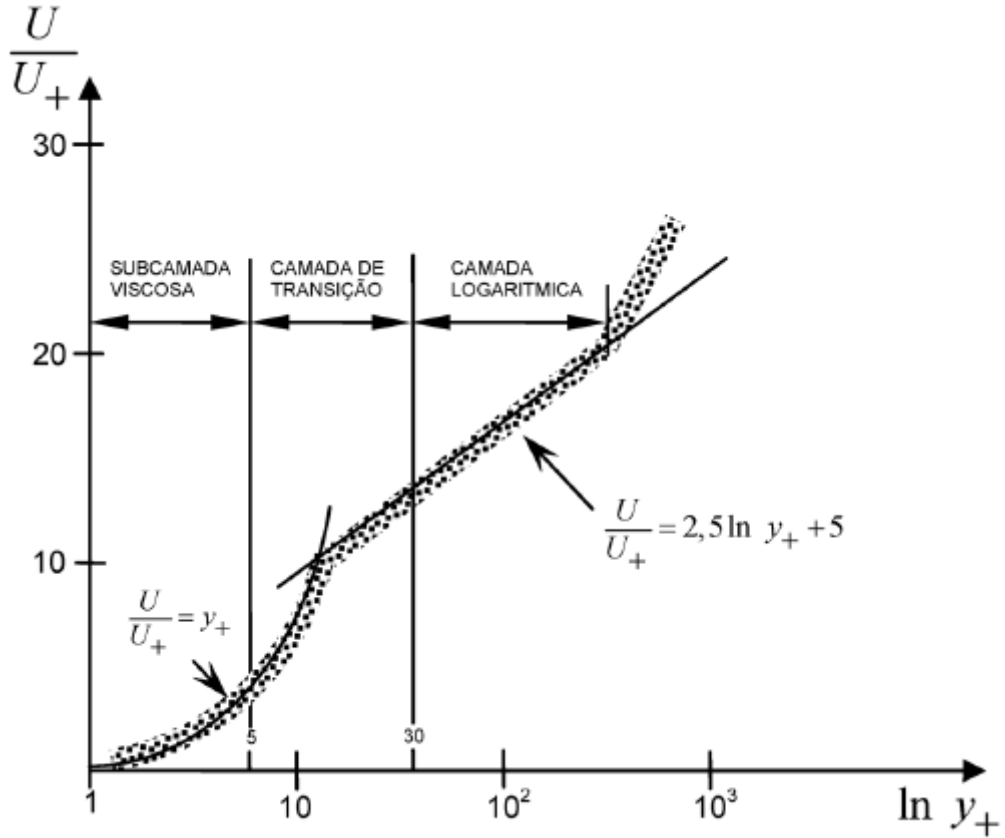
3.4.5 Função de parede

Seja em escoamento laminar ou turbulento, o contato do fluido com uma superfície (parede) provoca alterações no fluxo das moléculas com seu redirecionamento provocado pelo obstáculo sólido, assim como devido à hipótese de não deslizamento, que considera nula a velocidade relativa entre a parede e as moléculas em contato com ela. Com base nessa hipótese, um gradiente de velocidade tangencial surge desde a superfície até regiões mais afastadas a ela, configurando a influência do efeito do não deslizamento no escoamento médio. Adicionalmente, as flutuações da velocidade (inerentes a escoamentos turbulentos) também são influenciadas pelo não deslizamento devido aos efeitos viscosos e ao bloqueio físico da superfície sobre as moléculas (Dewan, 2011).

De acordo com Tennekes and Lumley (1972), a região próxima a parede pode ser subdividido em três subcamadas para um escoamento turbulento e estão dispostas desde o contato com a superfície sólida até a fronteira da camada limite na seguinte ordem: subcamada viscosa, subcamada de transição e subcamada turbulenta (logarítmica). Para cada subcamada tem-se diferentes perfis de velocidade, cuja forma é definida pela influência de efeitos viscosos e turbulentos envolvidos no interior da camada limite. Na subcamada viscosa, predominam os efeitos da viscosidade sobre a quantidade de movimento, enquanto que na subcamada turbulenta tais efeitos são superados pela turbulência.

Diversos estudos acerca dos perfis de velocidades encontrados no interior da camada limite turbulenta apontaram para os valores adimensionais apresentados na Figura 12, que tendem a ser mantidos para escoamentos com altos números de Reynolds. As Equações 3.45 e 3.46 definem tais adimensionais.

Figura 12 – Subcamadas da camada limite turbulenta



Fonte: de Souza *et al*, 2011.

$$y^+ = y \frac{u_*}{\nu} \quad (3.45)$$

onde y é a distância normal à parede e $u_* = \sqrt{\tau_w / \rho}$ é a chamada velocidade de atrito, sendo τ_w é a tensão de cisalhamento do escoamento.

$$U^+ = \frac{u}{u_*} = u \left(\frac{\rho}{\tau_w} \right)^{1/2} \quad (3.46)$$

Pela Figura 12, nota-se que cada subcamada apresenta o seu próprio perfil de velocidade, tal que valores de y^+ podem ser usados para definir as fronteiras de cada subcamada. Portanto, para $y^+ < 5$ tem-se a subcamada viscosa, em $5 < y^+ < 30$ encontra-se a subcamada de transição e para $y^+ > 30$ tem-se a camada turbulenta, cujo limite superior dependente do número de Reynolds.

Tanto na subcamada viscosa quanto na subcamada turbulenta, o perfil de velocidade adimensional pode ser definido por uma equação envolvendo os termos adimensionais, sendo:

$$U^+ = y^+ \quad (3.47)$$

para a subcamada viscosa e

$$U^+ = 2,5 \ln(y^+) + 5,45 \quad (3.48)$$

para a subcamada turbulenta. Essa última equação é chamada de lei logarítmica (*log-law*) e apresenta a linearidade entre o adimensional da velocidade e o logaritmo neperiano do adimensional da coordenada y . Para escoamentos com grandes números de Reynolds (Re), o interior da camada limite tende a respeitar as Equações 3.47 e 3.48, deixando a dependência do perfil de velocidade ao número de Reynolds apenas para y^+ maiores do que alguns milhares. Por outro lado, escoamentos com menores valores de Re apresentam redução da faixa de *log-law* para valores de y^+ em torno de algumas centenas de limite superior. Nesse contexto, de acordo com os resultados apresentados por Durbin and Pettersson-Reif (2011), o perfil adimensional da velocidade na subcamada logarítmica ainda se mantém próximo à lei logarítmica para valores de y^+ menores que cerca de 100, 300 e 700 respectivamente para Re de 1.500, 3.200 e 11.000.

Dado o elevado gradiente de velocidade no interior da fina camada limite de escoamentos turbulentos e alterações provocadas pela parede na turbulência, grandes refinamentos de malha deveriam ser realizados em regiões próximas à parede de forma a gerar resultados compatíveis com o grau de influência da camada limite sobre parâmetros importantes do problema. Entretanto, devido à similaridade entre os perfis de velocidade adimensionais encontrados no interior da camada para diferentes escoamentos turbulentos, foram desenvolvidas as chamadas “funções de parede”, que consistem na aplicação

de equações semi-empíricas capazes de modelar os efeitos da viscosidade nas subcamadas viscosa e de transição sem a necessidade de grandes refinamentos na região. Em outras palavras, as funções de parede funcionam como uma ferramenta simplificadora que substitui os cálculos nas subcamadas viscosas e de transição por equações mais simples, poupando recursos computacionais para a resolução da camada limite e permitindo sua malhagem com células mais grosseiras. Para Bakker (2006), a aplicação de funções de parede permite a utilização de malhas com y^+ tipicamente grandes entre 50 e 500.

O software Fluent apresenta quatro funções de parede (além daquela que pode ser definida pelo usuário): *Standard Wall Functions*, *Scalable Wall Functions*, *Non-Equilibrium Wall Functions* e *Enhanced Wall Functions*. As duas primeiras estão baseadas na *log-law* (Eq. 3.48) para $y^* > 11,225$, onde:

$$y^* = \frac{\rho C_\mu^{1/4} k_P^{1/2} y_P}{\mu} \quad (3.49)$$

sendo y_P a distância entre a parede e o centro da célula adjacente a ela e k_P a energia cinética turbulenta por unidade de massa no centro da mesma célula.

No campo de aplicação dessas funções de parede, incluem-se casos onde a camada limite turbulenta se encontra em equilíbrio (quando a produção de energia cinética turbulenta é igual a sua taxa de destruição). Nessa circunstância, verifica-se que y^* assume valores próximos aos de y^+ .

Segundo Ansys (2011a), a utilização de valores de $y^* < 11,225$ na Eq. 3.47 (função *Standard*) traz deterioração dos resultados numéricos, o que é evitado pela função *Scalable*, já que essa função considera $y^* = 11,225$ para valores de y^* das células adjacentes à parede inferiores a 11,225.

Em relação à turbulência, para as funções *Standard* e *Scalable*, a equação da energia cinética turbulenta por unidade de massa k (Eq. 3.42) é resolvida em

todo o domínio de escoamento, incluindo as células adjacentes à parede. Entretanto, nessas células, sua taxa de dissipação ε é calculada diretamente pela relação:

$$\varepsilon_p = \frac{C_\mu^{3/4} k_p^{3/2}}{\kappa \cdot y_p} \quad (3.50)$$

onde κ é a constante de von Kármán.

Diferente das funções *Standard* e *Scalable*, a função *Non-Equilibrium* inclui os efeitos do gradiente de pressão na distorção do perfil de velocidade por não considerar o equilíbrio local da camada limite. Portanto, essa função é geralmente utilizada em escoamentos complexos que envolvem separação da camada limite e colisão do fluido contra obstáculos associados a altos gradientes de pressão. Entretanto, assim como *Standard Wall Function*, a função *Non-Equilibrium* não apresenta resultados satisfatórios para o perfil de velocidade com células adjacentes à parede em $y^+ < 30$, nem para o perfil da energia cinética turbulenta com essas células em $y^+ < 60$ (el Gharbi *et al.*, 2009). Tais restrições conduzem à utilização de ambas as funções em malhas relativamente grosseiras, sendo $y^+ > 60$.

A performance da função de parede *Enhanced* está condicionada ao maior refinamento em regiões próximas a paredes que aquele praticado em malhas usadas para as funções *Standard*, *Scalable* e *Non-Equilibrium*, gerando maior custo computacional. Portanto, em geral, a aplicação da função *Enhanced* se restringe a escoamentos com baixo número de Reynolds e que exigem elevado grau de precisão nos cálculos da camada limite.

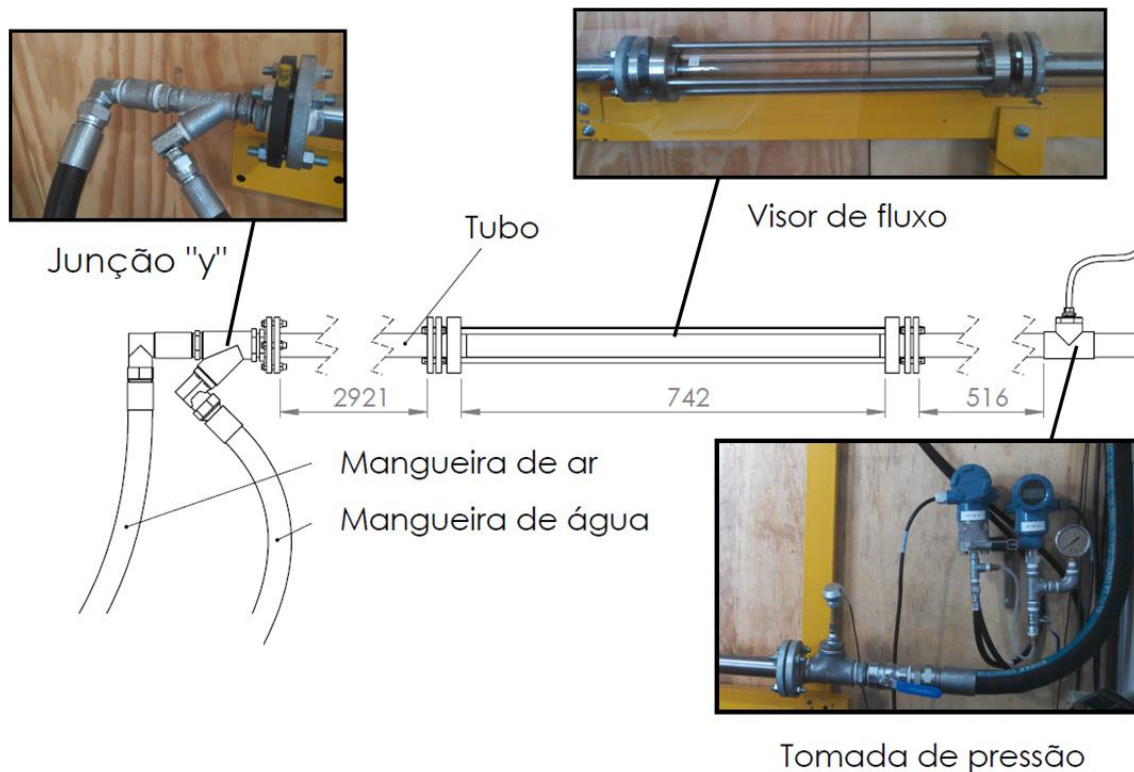
4 MATERIAIS E MÉTODOS

No presente trabalho, três regimes de escoamento ar-água em tubo de seção circular sob diferentes inclinações foram reproduzidos experimental e numericamente: *slug*, *churn* e *stratified*. Os valores de vazão de entrada de cada uma das fases foram extraídos de Xu *et al.* (2007) e serviram como base para a previsão do regime a ser estabelecido ao longo dos experimentos. As condições de contorno, assim como a geometria em CAD, foram as mesmas daquelas utilizadas nos experimentos, como forma avaliar qualitativamente o desempenho dos modelos numéricos na reprodução desses regimes.

4.1 APARATO EXPERIMENTAL

No Laboratório de Escoamento Multifásicos da Universidade Federal do Espírito Santo os três regimes de escoamento estudados foram gerados por meio da mistura de ar e água em uma tubulação de inclinação definida para cada experimento. Os dois fluidos são conduzidos pelas suas respectivas mangueiras conectadas a uma junção “y”, responsável pela mistura das duas fases. Tal junção se localiza à montante de uma seção reta de tubulação, que compreende um visor de fluxo e que termina a montante da tomada de pressão, conforme apresentado na Figura 13.

Figura 13 – Arranjo do aparato experimental



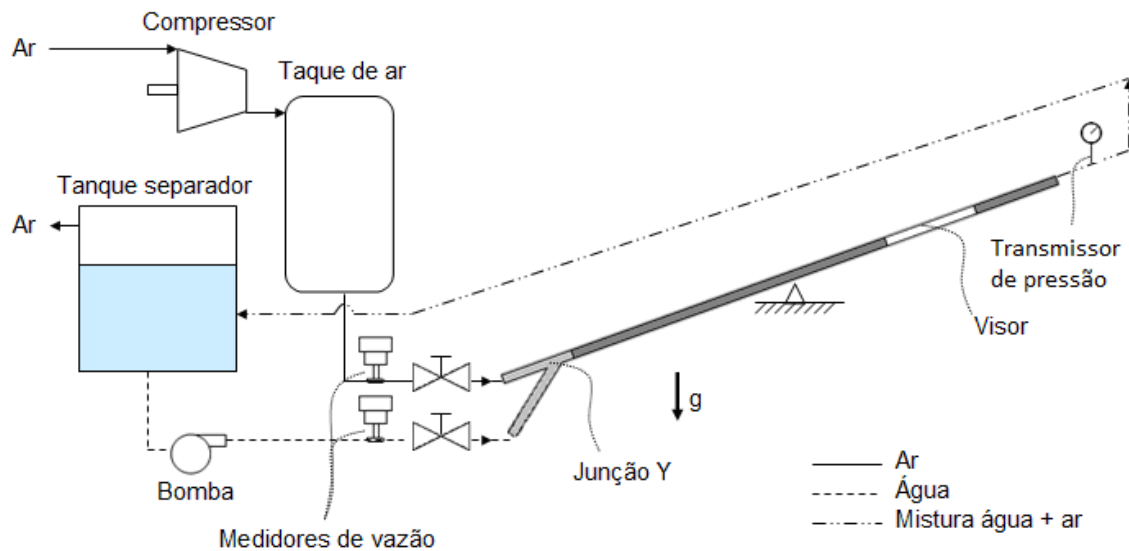
Fonte: autor

A tubulação e o visor de fluxo tem seção circular de 42 mm de diâmetro interno, sendo livres para inclinar em relação à horizontal devido ao suporte fornecido pela estrutura pivotada, à flexibilidade das mangueiras que fornecem água e ar ao sistema e à instalação de uma outra mangueira a jusante da tomada de pressão. O visor de fluxo é composto de dois flanges coaxiais conectadas entre si por quatro hastes angularmente eqüidistantes no em torno de um tubo de sílica, por onde é possível observar o regime de escoamento estabelecido no experimento.

O aparato experimental completo é apresentado na Figura 14 e consiste de três circuitos de escoamento: circuito de água, circuito de ar e circuito da mistura água-ar. No primeiro, um tanque separador (responsável por separar as fases provenientes da seção reta de tubo) alimenta uma bomba, que por sua vez descarrega a água no seu medidor de vazão. Por outro lado, o segundo circuito conta com um compressor, que fornece ar a um tanque (vaso

de pressão), localizado a montante do medidor de vazão de ar. Em ambos os circuitos, o fluxo de cada fase é controlado manualmente por válvulas agulha a jusante dos medidores de vazão (a uma distância que assegura a acurácia das medições).

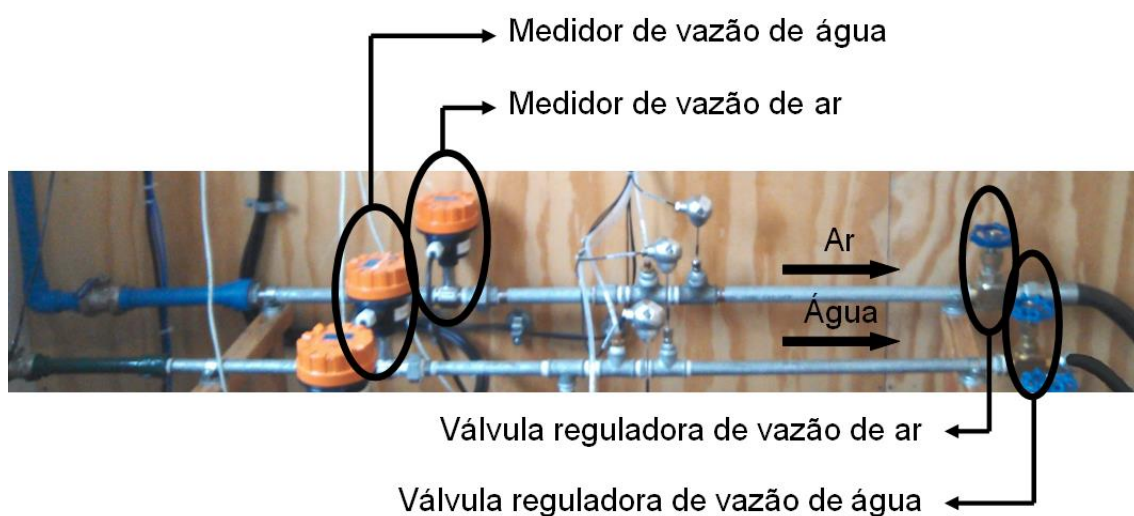
Figura 14 – Diagrama do circuito multifásico



Fonte: autor

A Figura 15 mostra a disposição dos medidores de vazão e das válvulas agulha nos circuitos de água e ar a montante da junção “y”.

Figura 15 – Disposição dos medidores de vazão e das válvulas agulha



Fonte: autor

Visto que os resultados obtidos nos experimentos visavam a aferir qualitativamente as simulações, a determinação das condições de contorno do problema estudado se torna indispensável. Portanto, além da medição das vazões monofásicas na junção “y” e do conhecimento das dimensões do domínio de escoamento analisado, torna-se necessária a determinação da pressão a jusante do visor (por meio de um transmissor de pressão) para fornecer a condição de contorno em *outlet* (saída).

Reunindo todos os componentes do aparato experimental, obtém-se a Tabela 1, que apresenta suas especificações técnicas.

Tabela 1 – Relação de equipamentos	
Equipamento	Especificação
Bomba de água	DANCOR S.A. IND. MEC. Bomba 3.2-B-20 – 2,0CV T INOX
Compressor de ar	COPA Potência: 30 hp
Tanque de ar comprimido	CHIAPERINI Separador de condensado
Medidor de vazão de água	TECNOFLUID Medidor de Vazão tipo Turbina em Linha Modelo: TVT-012-B-B-T-A-2-0-R
Medidor de vazão de ar	TECNOFLUID Medidor de Vazão tipo Turbina em Linha Modelo: TVT-019-B-B-E-R-2-0-R
Válvula de água	GENEBRE Válvula agulha
Válvula de ar	Ref: 222105
Transmissor de pressão	ROSEMOUNT

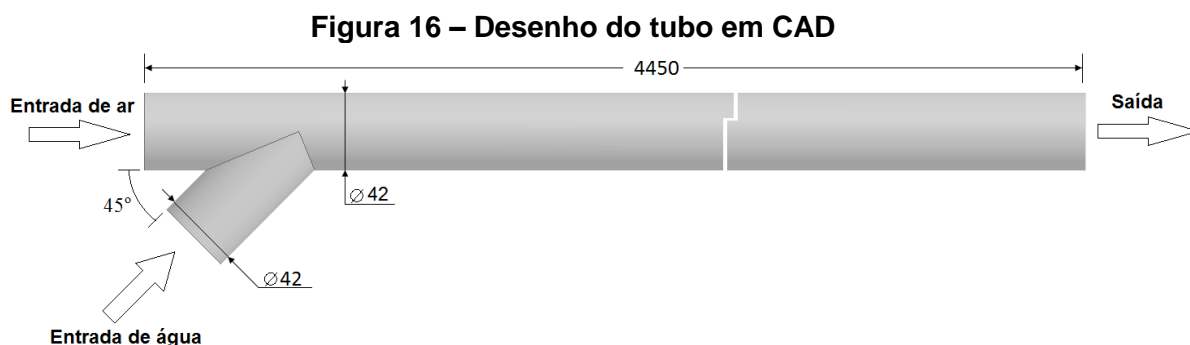
4.2 RECURSO COMPUTACIONAL

O software Fluent v.14 foi utilizado nas simulações por meio de sistema operacional Linux Versão 3.11.0-26-generic e recursos de hardware incluindo: processador Intel Xeon CPU E5-2670 v2 @ 2.50GHz com 10 núcleos e memória RAM de 32 GB.

4.3 MODELAGEM NUMÉRICA

4.3.1 Geometria

De forma a simular os regimes de escoamento obtidos na seção reta dos experimentos laboratoriais, foi desenhado o domínio do escoamento tridimensional compreendendo a junção “y” em conjunto com a seção reta (Figura 16).



Fonte: autor.

4.3.2 Parâmetros de simulação

Para simular os regimes de escoamento reproduzidos experimentalmente no presente trabalho, foram utilizados os modelos VOF de escoamento multifásico com tensão superficial modelada por CSF e modelo de turbulência $k-\varepsilon$ *Realizable* associado à função de parede *Scalable*. Adicionalmente, utilizou-se o método de solução *Pressure-Based Segregated* com o algoritmo PISO,

discretização espacial *second-order upwind* para a equação da quantidade de movimento e *first-order upwind* para k e ε , discretização na interface das fases com *geometric reconstruction*, método de determinação do gradiente *Green-Gauss Cell-Based* e discretização temporal implícita com $CFL=0,8$, conforme apresentado na Tabela 2.

Tabela 2 – Esquema numérico

Modelo ou método	
Multifásico	VOF
Tensão superficial	CSF
Turbulência	$k - \varepsilon$ <i>Realizable</i>
Função de parede	<i>Scalable</i>
Solução	PISO
Discretização espacial	Quantidade de movimento
	Energia cinética turbulenta
	Taxa de dissipação turbulenta
	Fração volumétrica
	Gradiente
Discretização temporal	Implícita com $CFL=0,8$

A utilização do modelo VOF no presente trabalho se justifica pela característica do escoamento estudado. Em se tratando da interação de dois fluidos imiscíveis sem fase dispersa, esse modelo é o mais indicado dentre todos os outros disponíveis no software.

Para a inclusão dos efeitos da tensão superficial na simulação, utilizou-se CFS pelo fato dos escoamentos simulados serem fortemente dependentes dos

efeitos gravitacionais, o que reduz a influência de possíveis variações da tensão superficial no escoamento, que seria mais bem calculada por CSS. Os trabalhos de Imada *et al.* (2013), Albadawi *et al.* (2013) e Liu *et al.* (2012) confirmam a maior aplicação de CFS em problemas de engenharia. Visto que o efeito da pressão estática na tensão superficial é usualmente desprezível (Çengel and Cimbala, 2007) e que o experimentos realizados apresentam temperatura da mistura em torno de 30 °C, foi utilizado $\sigma = 0,0712 \text{ N/m}$ (The Engineering Toolbox, 2016).

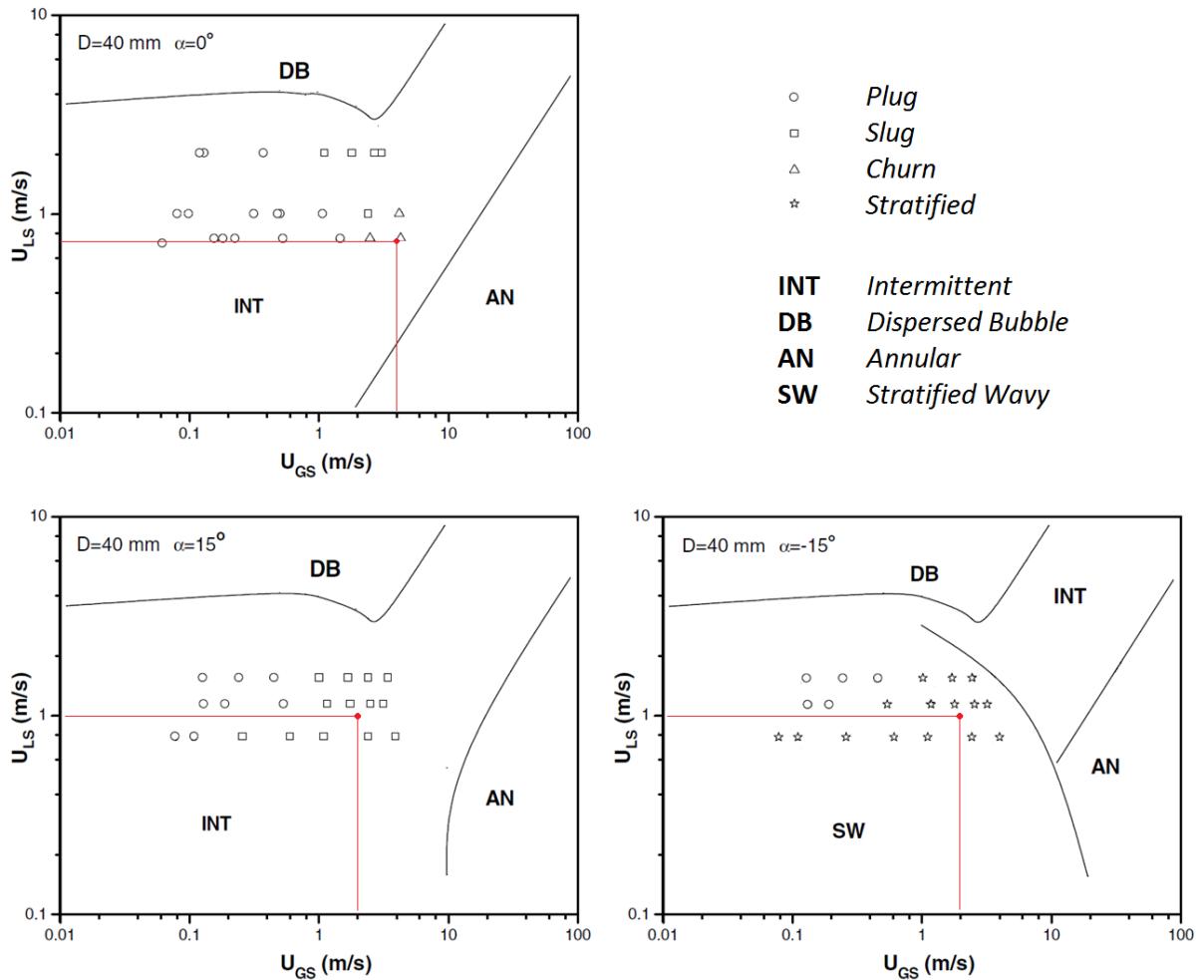
Nas simulações, os dados de vazão de entrada para cada uma das fases na junção “y” foram os mesmos daqueles utilizados nos experimentos e estão apresentados na Tabela 3 para cada regime de escoamento e inclinação da tubulação. Nela também se encontram os valores de pressão manométrica de saída da mistura obtidos experimentalmente, que foram considerados como condição de contorno de saída nos casos simulados. Como condição inicial, foi definida a fração volumétrica de 100% da fase líquida.

Tabela 3 – Parametrização do escoamento

Regime de escoamento	Ângulo de inclinação (°)	Pressão manométrica de saída (Bar)	Região de entrada	Vazão (m³/h)	Velocidade média (m/s)
<i>Slug</i>	15	4,5	Ar	9,98	2,00
			Água	4,99	1,00
<i>Churn</i>	0	5,5	Ar	19,95	4,00
			Água	3,49	0,70
<i>Stratified</i>	-15	4,5	Ar	9,98	2,00
			Água	4,99	1,00

Com as velocidades médias de entrada de cada fase, foram obtidos os pontos nos mapas de Xu *et al.* (2007), mostrados na Figura 17.

Figura 17 – Velocidades médias das fases nos Mapas dos Xu et al. (2007)



Fonte: Xu et al, 2007 – Adaptado.

Com base nos dados de pressão de saída para cada regime de escoamento, pôde-se estimar o número de Reynolds na seção da entrada de ar e de água (pela junção “y”) a partir dos seus valores de massa específica e viscosidade dinâmica na referida pressão. Evidentemente que, dada a perda de carga ao longo da tubulação, a pressão de entrada de ar não coincide com a pressão de saída da mistura, entretanto, a título de avaliação da ordem de grandeza do número de Reynolds, foi desconsiderado o efeito da perda de carga na consideração do valor da pressão de entrada. A Tabela 4 mostra as propriedades das fases utilizadas nos cálculos, de acordo com Wischnewski (2016):

Tabela 4 – Propriedades físicas das fases

Substância	Experimento	Pressão absoluta (bar)	Temperatura (°C)	Viscosidade dinâmica (Pa.s)	Massa específica (kg/m³)
Ar	<i>Slug</i>	5,5	31	$1,88 \cdot 10^{-5}$	6,32
	<i>Churn</i>	6,5	33	$1,89 \cdot 10^{-5}$	7,42
	<i>Stratified</i>	5,5	29	$1,87 \cdot 10^{-5}$	6,36
Água	<i>Slug</i>	5,5	27	$8,51 \cdot 10^{-4}$	996,72
	<i>Churn</i>	6,5	28,5	$8,23 \cdot 10^{-4}$	996,34
	<i>Stratified</i>	5,5	27	$8,51 \cdot 10^{-4}$	996,72

Finalmente, os números de Reynolds na seção de entrada de cada fase foram obtidos e estão apresentados na Tabela 5. Tais valores também representam os números de Reynolds superficiais de cada fase.

Tabela 5 – Números de Reynolds nas seções de entrada

Regime de escoamento	Região de entrada	Número de Reynolds
<i>Slug</i>	Ar	28.238
	Água	49.192
<i>Churn</i>	Ar	65.956
	Água	35.592
<i>Stratified</i>	Ar	28.569
	Água	49.192

Analisando os números de Reynolds associados ao escoamento de entrada de cada uma das fases na junção “y”, nota-se a presença de turbulência em todos os regimes de escoamento realizados experimentalmente ($Re > 2300$ para escoamento tubular), favorecendo a inclusão modelos de turbulência nas simulações. No presente trabalho, a aplicação do modelo $k-\varepsilon$ *Realizable* está fundamentada em critérios que incluem a escolha de um modelo com ampla utilização na literatura, custo computacional compatível com os recursos disponíveis e adequação ao problema simulado. Esse último critério, por sua vez, sugere a utilização do modelo dado seu bom desempenho em escoamentos complexos e com linhas de corrente de grande curvatura que podem ser encontrados no domínio de escoamento simulado.

Uma vez utilizado modelo de turbulência, condições de contorno específicas devem ser definidas para o cálculo da energia cinética turbulenta por unidade de massa k e sua taxa de dissipação ε . Tais parâmetros podem ser fornecidos diretamente, ou derivados de outras variáveis como a intensidade turbulenta I e o diâmetro hidráulico para simulações de escoamento interno. Pelas Equações 4.1 e 4.2 verifica-se a dependência de k e ε com essas outras variáveis (Durbin and Pettersson-Reif, 2011 e de Souza *et al*, 2011):

$$I = \frac{\sqrt{\frac{2}{3}k}}{u} \quad (4.1)$$

$$\varepsilon \approx \frac{U^3}{L} \quad (4.2)$$

onde u é a velocidade média local, U é a escala característica de velocidade e L é a escala característica de comprimento (diâmetro hidráulico).

Segundo Ansys (2011b), a intensidade turbulenta pode ser estimada de acordo com a Equação 4.3:

$$I = 0,16(\text{Re})^{-1/8} \quad (4.3)$$

Portanto, com base nos números de Reynolds das seções de entrada (Tabela 5), foi possível definir os valores das intensidades turbulentas utilizadas como condição de contorno nessas regiões (Tabela 6).

Tabela 6 – Intensidades turbulentas nas seções de entrada

Regime de escoamento	Região de entrada	Intensidade turbulenta (%)
<i>Slug</i>	Ar	4,44
	Água	4,15
<i>Churn</i>	Ar	4,00
	Água	4,32
<i>Stratified</i>	Ar	4,44
	Água	4,15

No cálculo da intensidade turbulenta da seção de saída, foi utilizada uma aproximação para o número de Reynolds, que é calculado com base na média ponderada das propriedades físicas das fases (Eq. 3.13) e na velocidade obtida pela vazão volumétrica total do escoamento. Os resultados estão mostrados na Tabela 7, sendo α_L a fração volumétrica média de líquido. A viscosidade dinâmica da mistura μ_m e sua massa específica ρ_m são definidas pela Equação 3.13.

Tabela 7 – Intensidades turbulentas nas seções de saída

Regime de escoamento	α_L	μ_m (Pa.s)	ρ_m (kg/m ³)	Número de Reynolds da mistura	Intensidade turbulenta de saída (%)
<i>Slug</i>	0,333	$2,96 \cdot 10^{-4}$	336,45	143.219	3,63
<i>Churn</i>	0,149	$1,39 \cdot 10^{-4}$	154,67	219.654	3,44
<i>Stratified</i>	0,333	$2,96 \cdot 10^{-4}$	336,45	142.219	3,63

Para a região de parede, foi considerada a hipótese de não deslizamento e o gradiente de k é nulo na direção normal a ela.

Como forma superar as limitações do modelo de turbulência $k-\varepsilon$ *Realizable* nos cálculos do interior da camada limite e na intenção de possibilitar o uso de malhas sem grandes refinamentos nessa região, foi escolhida a função de parede *Scalable*. Tal função apresenta grande vantagem sobre as outras por impedir a deterioração do resultado numérico para regiões de baixo y^+ . Essa característica é importante para a simulação de escoamentos multifásicos gás-

líquido, visto que as diferentes velocidades das fases geram valores bem diferentes de y^+ ao longo do domínio de escoamento. No escoamento *stratified*, por exemplo, se as fases escoarem em velocidades distintas, os valores de y^+ para uma fase serão diferentes daqueles para as regiões por onde escoar a outra fase, podendo gerar valores baixos e altos de y^+ num mesmo domínio de escoamento. Em regime *slug*, por outro lado, as variações do y^+ devem ocorrer pela passagem de pistões líquidos intermitentes em alta velocidade alternada com o escoamento mais lento entre pistões.

Uma vez escolhidos os modelos numéricos capazes de gerar as equações necessárias para as simulações, foi definido o algoritmo de solução do sistema equações. Dentre os dois métodos disponíveis no software, *Pressure-Based Segregated* se apresentou como mais indicado para escoamentos incompressíveis, sem modelos de gás real e com menor custo computacional. Por fim, o algoritmo PISO desse método foi utilizado no presente trabalho por apresentar recursos que melhoram a convergência das iterações (comparada àquela apresentada por SIMPLE e SIMPLEC) e sem o alto custo computacional do FSM para problemas envolvendo o modelo VOF.

A convergência do algoritmo PISO é alcançada pelo critério de convergência absoluto com resíduo do tipo *scale* de 10^{-6} e número máximo de iterações por *time step* de 60.

Como discretização espacial da quantidade de movimento, utilizou-se *first-order upwind* para os primeiros *time steps* (em torno das 500 iniciais), seguido do uso de *second-order upwind* para o restante dos cálculos. Com esse procedimento, foi possível garantir a estabilidade numérica nos primeiros instantes de simulação, bem como a precisão dos cálculos. Entretanto, dada a atenuação do gradiente da fração volumétrica na interface das fases provocada pelos métodos *upwind* de discretização espacial, foi utilizada a interpolação *geometric reconstruction*, que é capaz de gerar os contornos da interface com melhor precisão que os outros métodos (Ansys, 2011a). Para a discretização espacial da energia cinética turbulenta e sua taxa de dissipação, optou-se pelo

first-order upwind devido a instabilidades numéricas provocadas pelo *second-order upwind* em testes preliminares nos regimes simulados.

Para a determinação do gradiente, optou-se pelo método *Least Squares Cell-Based* por apresentar menor custo computacional e melhor precisão no cálculo do gradiente de matrizes distorcidas, segundo Ansys (2011a).

Por fim, a discretização temporal implícita foi utilizada com o método *Pressure-Based*, conforme apresentado por Ansys (2011a). Embora a discretização implícita no tempo não apresente a instabilidade numérica da discretização explícita para $CFL > 1$, observou-se no presente trabalho que a utilização desses valores para CFL resultou em atenuação do gradiente da interface das fases. Para evitar esse problema, optou-se por utilizar $CFL = 0,8$. Adicionalmente, Ansys (2011b) recomenda o uso de discretização temporal explícita para a equação da fração volumétrica (3.14) em simulações que visam a avaliar processos transientes de interação entre fases, deixando a formulação implícita para casos intransientes como: a formação da interface em centrífugas e ao redor de cascos de navios. Portanto, apenas para a equação da fração volumétrica, utilizou-se a formulação explícita com $CFL = 0,25$.

4.3.3 Malha

Uma vez definida a geometria em CAD, bem como os parâmetros de simulação, foram realizados testes de malha visando a definir aquela mais adequada para as simulações. A melhor malha deve apresentar células com grau de refinamento suficientemente grosseiro que gere resultados muito próximos aqueles obtidos por malhas mais refinadas. Fazendo uso da melhor malha, garante-se um processo de cálculo otimizado em que se obtém o menor tempo de processamento (tempo real de CPU) possível para os resultados mais precisos que a simulação pode fornecer.

No procedimento de teste de malha, quatro malhas não estruturadas de células tetraédricas foram testadas com número de nós apresentados na Tabela 8.

Tabela 8 – Números de nós das malhas	
Identificação da malha	Número de nós
Malha 1	881.854
Malha 2	956.861
Malha 3	1.029.237
Malha 4	1.313.585

Como forma de avaliar a performance das malhas testadas, foi simulada a região de entrada da geometria (junção “y”) com as vazões do regime *slug* e os parâmetros apresentados no item anterior. Tal região foi escolhida devido à possibilidade de comparar a superfície de separação das fases gerada pelas diferentes malhas em um dado instante de tempo de simulação não muito distante do instante inicial.

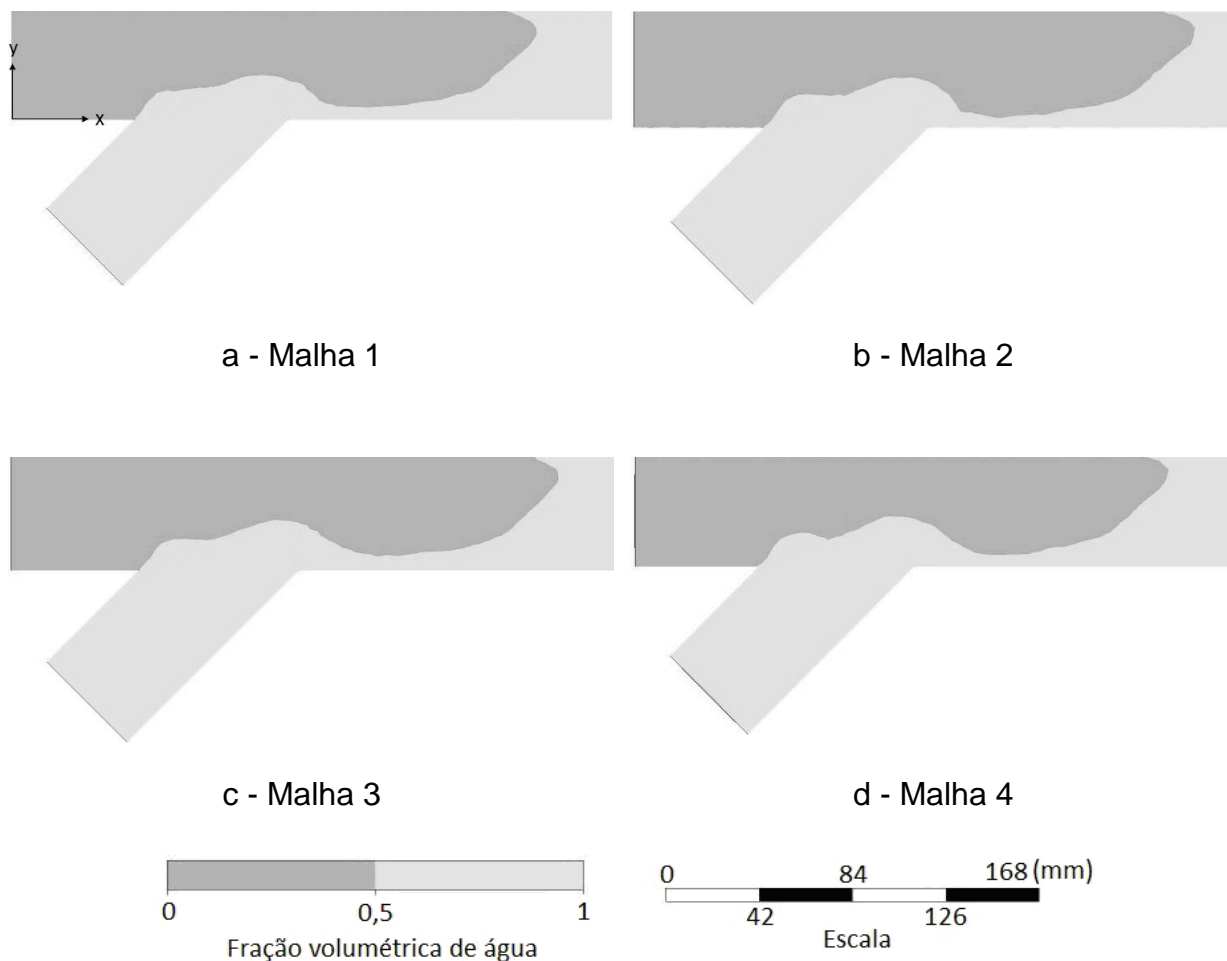
Os formatos da interface de separação apresentado por cada malha na região “y” foram comparados quantitativamente pelo erro relativo das posições transversais de pontos sobre a interface distribuídos igualmente no sentido longitudinal da tubulação. Dessa forma, as malhas 1, 2 e 3 foram comparadas com a malha mais refinada, avaliando-se os tempos de CPU e o erro dos resultados em relação à malha 4.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

5.1 RESULTADO DO TESTE DE MALHA

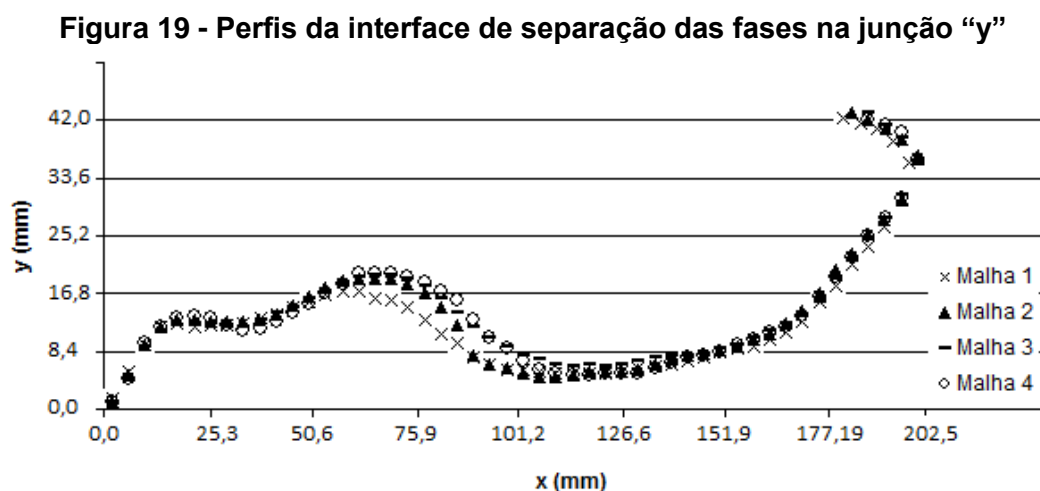
A Figura 18 ilustra as vistas de corte longitudinais da região “y” para cada malha em que são apresentadas as distribuições das fases em escala de cinza. Na figura observa-se o fluxo de ar interagindo com o fluxo de água formando uma interface de separação cujo formato pode ser comparado de forma a identificar a malha de elementos mais grosseiros tal que a interface tende a se manter a mesma para maiores refinamentos de malha.

Figura 18 – Interfaces de separação das fases na junção “y”

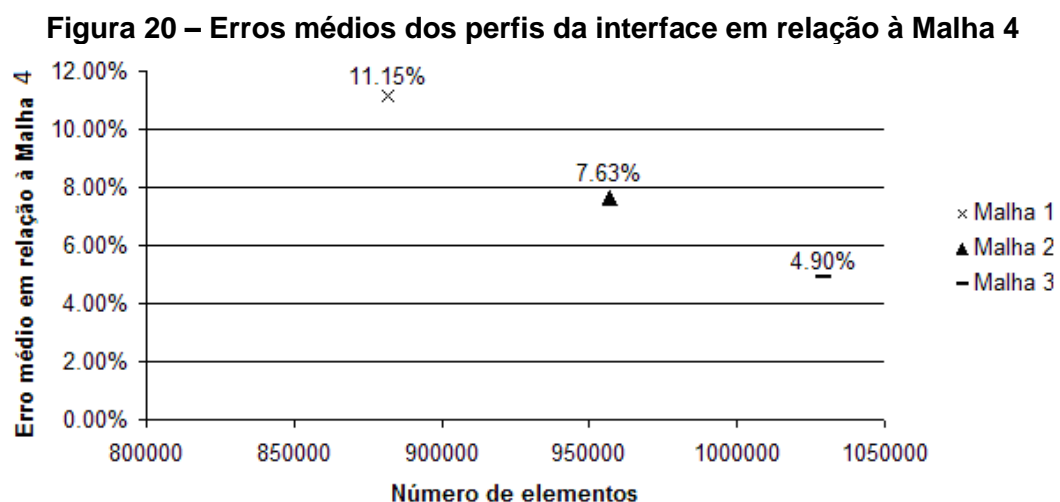


Fonte: autor.

Para avaliar o grau de semelhança entre as interfaces das fases para as diferentes malhas, gerou-se a Figura 19, que apresenta o formato da interface para cada malha de acordo com o referencial ilustrado na Figura 18 (a). Pela figura, é possível perceber que, conforme se realiza maior refinamento da malha, geram-se interfaces de separação mais semelhantes àquela gerada com a malha mais refinada (Malha 4) de forma que a Malha 3 já apresenta interface com formato bastante semelhante ao apresentado pela Malha 4.

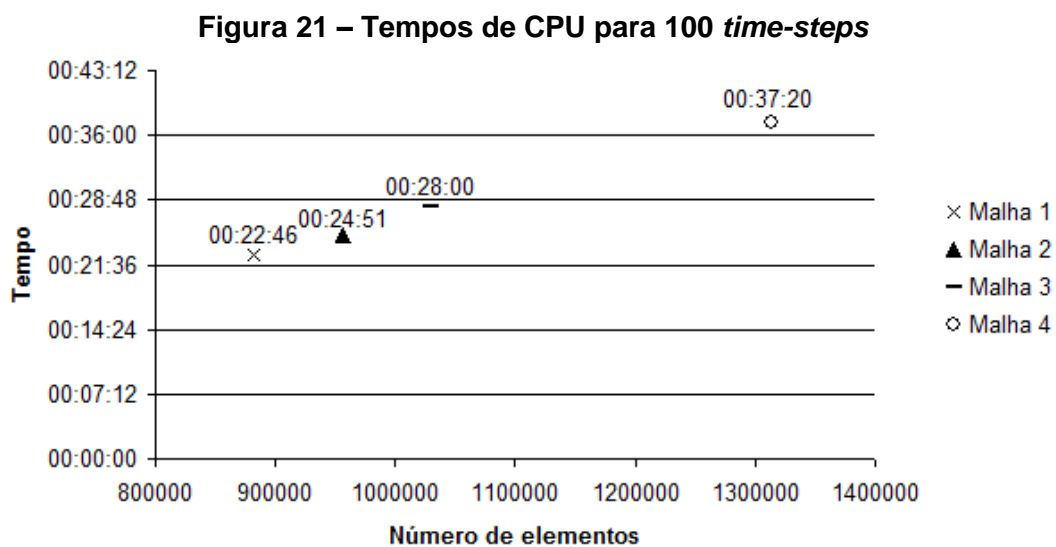


Verifica-se, portanto uma tendência na curva da interface, que converge para a malha com maior número de elementos. Tal convergência é mais claramente verificada com base nos valores da média do erro relativo entre os pontos da interface de cada malha comparados com aqueles da Malha 4. A Figura 20 apresenta esses valores.



Nota-se mais uma vez que o refinamento gradativo da malha tende a resultar em uma mesma interface de separação, visto que o erro relativo médio diminui conforme as malhas tornam-se mais refinadas.

Seguindo a avaliação do desempenho das malhas, foi realizada uma verificação do custo computacional associado aos cálculos numéricos em cada uma delas. Para tanto, os tempos de CPU gastos na simulação de um grupo de 100 *time steps* foram registrados e estão apresentados para cada malha na Figura 21, que mostra o incremento desse tempo com o número de elementos da célula.

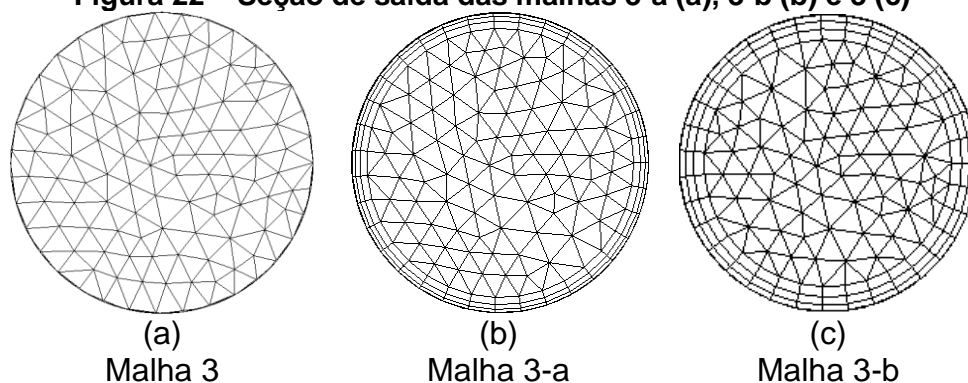


Com base nos resultados do teste de malha, verifica-se que, embora a interface das fases gerada pela Malha 3 apresente apenas 4,9% de diferença médio em relação à interface da Malha 4, o tempo de CPU dessa última é cerca de 33% maior que o daquela. Portanto, entre todas as malhas testadas, considera-se a Malha 3 como a que melhor combina precisão nos resultados com tempo de CPU.

De forma a homogeneizar a distância entre a parede e o centro da célula adjacente a ela, foi aplicada a técnica de *inflation* sobre a Malha 3 (com seção transversal de saída apresentada na Figura 22-a), obtendo-se a Malha 3-a (Figura 22-b). Tal malha apresenta uma camada *inflation* de três níveis de células nos contornos da parede, tal que o comprimento radial da célula mais

próxima à parede é de $y = 2,25 \cdot 10^{-4} m$ e o incremento no comprimento radial entre as células é de 20%. Com os três níveis de células foi possível suavizar a diferença entre as dimensões radiais das células desde a parede até as células tetraédrica vizinhas à camada *inflation* (característica importante para o processo de malhagem).

Figura 22 – Seção de saída das malhas 3-a (a), 3-b (b) e 3 (c)



Fonte: autor.

Em seguida, foi realizada uma simulação do escoamento *slug* com os mesmos parâmetros apresentados no item 4.3.2 e tempo de simulação de $1,13 \times 10^{-1}$ segundos. Dessa simulação foi obtida a distribuição de y^+ ao longo da seção reta de tubo, que assumiu valores inferiores a 50.

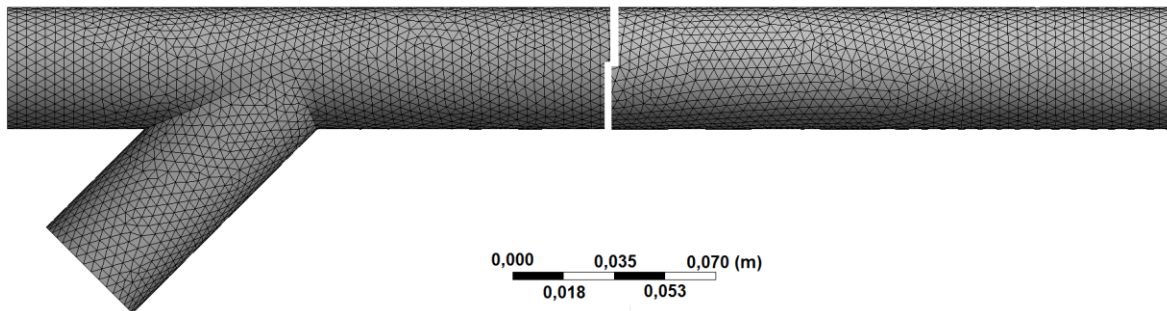
Embora a condição de compatibilidade da malha com a função de parede proposta por Bakker (2006) e a possibilidade de utilização de $y^* < 11$ para a função *Scalable* sejam satisfeita pela Malha 3-a (para o escoamento *slug* simulado), sua quantidade de células ainda pode ser reduzida pelo aumento nos valores de y de forma que tal condição ainda seja satisfeita. Visto que, para a simulação em regime *slug* foi obtido y^+ máximo igual a 50 com $y = 2,25 \cdot 10^{-4} m$, pode-se calcular o valor de y para a malha mais grosseira possível capaz de manter uma condição de $y^+ < 100$ para o mesmo escoamento com base na Eq. 4.4. Tal condição de y^+ inferior a 100 é sugerida no presente trabalho, visto que, nas simulações de regimes como *slug* e *churn*, a passagem de pistões de líquido e a agitação inerente a esses escoamentos são responsáveis pela formação de picos de y^+ que podem superar o limite

estabelecido no cálculo de y , mas ainda devem se manter inferiores ao valor de 500 sugerido por Bakker (2006).

$$\frac{y_{malha1}}{y_{malha1}^+} = \frac{y_{malha2}}{y_{malha2}^+} \Rightarrow \frac{2,25 \cdot 10^{-4}}{50} = \frac{y}{100} \therefore y = 4,5 \cdot 10^{-4} \quad (4.4)$$

Finalmente, a malha a ser utilizada nas simulações do presente trabalho foi gerada com $y = 4,5 \cdot 10^{-4}$ e foi nomeada Malha 3-b. Sua seção transversal de saída está apresentada na Figura 22-c. Outra visualização (longitudinal) da nova malha está apresentada na Figura 23.

Figura 23 – Vista lateral da Malha 3-b



Fonte: autor.

Uma vez definidos os modelos numéricos, a malha e os parâmetros de simulação mais coerentes para a reprodução dos regimes *slug*, *stratified* e *churn* obtidos por Xu *et al.* (2007), foram realizados os cálculos numéricos que forneceram informações relativas ao escoamento, tais como: fração volumétrica das fases, velocidade e y^+ . Tendo como base de comparação para os resultados das simulações o mapa de regimes de escoamento de Xu *et al.* (2007) e as imagens extraídas dos experimentos do presente trabalho, foi possível avaliar o comportamento das fases na mistura pela distribuição da fração volumétrica no domínio do escoamento de forma a verificar a correspondência entre os resultados da simulação e o regime de escoamento obtido para cada caso estudado.

Embora a distribuição da fração volumétrica deva se apresentar como o principal dado na caracterização do regime de escoamento gerado numericamente, informações relativas ao desempenho dos cálculos e à adequação da distância entre a parede e o ponto da malha mais próximo a ela também foram objeto de análise. Nesse contexto, avaliou-se o tempo dos cálculos (tempo de CPU), bem como os valores de y^+ para cada caso.

5.2 EXPERIMENTOS

5.2.1 Regime de escoamento *slug*

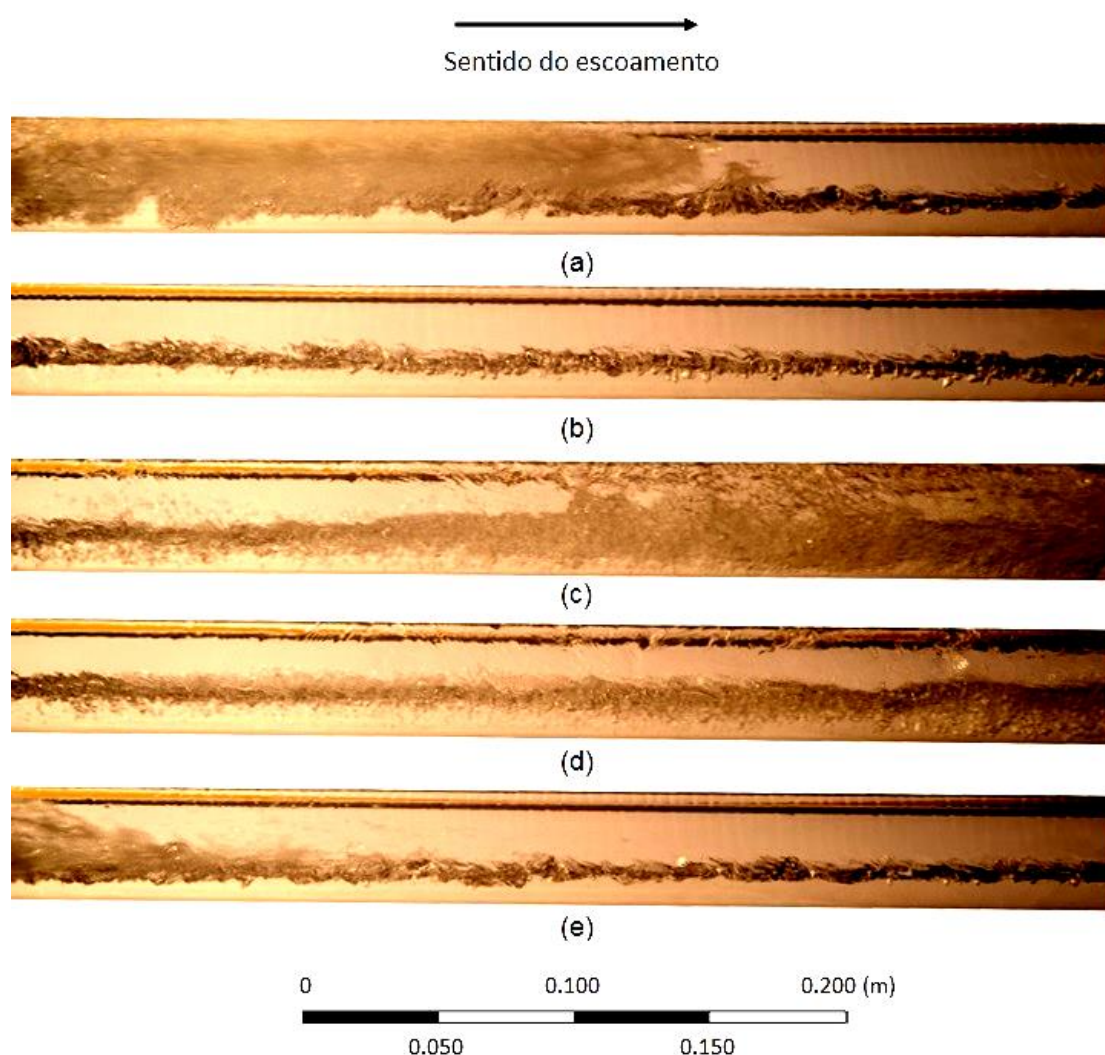
Por meio de controle manual das válvulas dos circuitos de água e de ar, associado ao monitoramento visual da indicação de vazão de cada medidor do tipo turbina, obteve-se o regime *slug* a 15° de subida no sentido do escoamento em relação à horizontal. Os valores das vazões das fases para esse regime (Tabela 3) coincidem com aqueles testados por Xu *et al.* (2007) para tubo de 40 mm de diâmetro interno, que por sua vez indica o estabelecimento do mesmo regime obtido experimentalmente no presente trabalho. Tal correspondência entre o resultado do experimento e aquele apresentado na literatura aponta para a uma convergência dos procedimentos adotados em ambos os estudos, principalmente no que se refere aos valores de vazão indicado pelos medidores e à inclinação imposta sobre a seção reta.

O regime *slug* pode ser apresentado como uma evolução do escoamento *plug* com o incremento da vazão de gás (de Schepper *et al.*, 2008) ou como um regime originado do escoamento *churn* pela redução da vazão dessa fase. Entretanto, uma definição mais independente de outros regimes de escoamento apresenta o escoamento *slug* como aquele em que pistões líquidos suficientemente grandes para preencher todo o diâmetro da tubulação passam rapidamente ao longo do tubo, acelerando o filme líquido à sua frente e formando uma mistura caótica. Após a passagem do pistão, um novo filme líquido é formado com velocidade reduzida e será acelerado pelo pistão

subsequente (Dukler and Hubbard, 1975). O fluxo dessa massa de líquido em grande velocidade tende a provocar fortes vibrações e esforços em pontos da tubulação principalmente onde a direção do escoamento é alterada bruscamente (como em conexões do tipo joelho 90°), conforme verificado no decorrer dos experimentos.

Da Figura 24-a até a Figura 24-e são apresentados os resultados visuais obtidos por fotos na região do visor (Figura 14) para o escoamento *slug* com evolução temporal de 0,38 s entre cada imagem consecutiva.

Figura 24 – Fotografias do experimento em regime *slug*



Fonte: autor.

Nota-se, pelas Figuras 24-a e 24-e, a passagem de um pistão líquido de escoamento *slug* compreendendo todo o diâmetro da tubulação e escoando em grande velocidade em relação ao filme líquido entre dois pistões (Figuras 24-b). Adicionalmente, conforme descrito por Dukler and Hubbard (1975), a frente do pistão apresenta uma mistura caótica das fases, explicada pela aceleração imposta sobre o filme.

Nas Figuras 24-c e 24-d, por outro lado, é possível perceber características do filme de líquido logo após a passagem do pistão, cuja agitação e aceleração provocada na massa líquida resultam em mistura das fases que se estende até os primeiros instantes da formação do filme de líquido. Nessas figuras, a interface de separação das fases ainda encontra bolhas de gás que serão extintas gradualmente até uma nova agitação na passagem do próximo pistão.

A intermitência da passagem dos pistões (característica de escoamentos *slug*) é verificada observando as imagens consecutivas que ora confirmam a presença do pistão, ora mostram um escoamento com interface de ondas de baixa amplitude.

5.2.2 Regime de escoamento *churn*

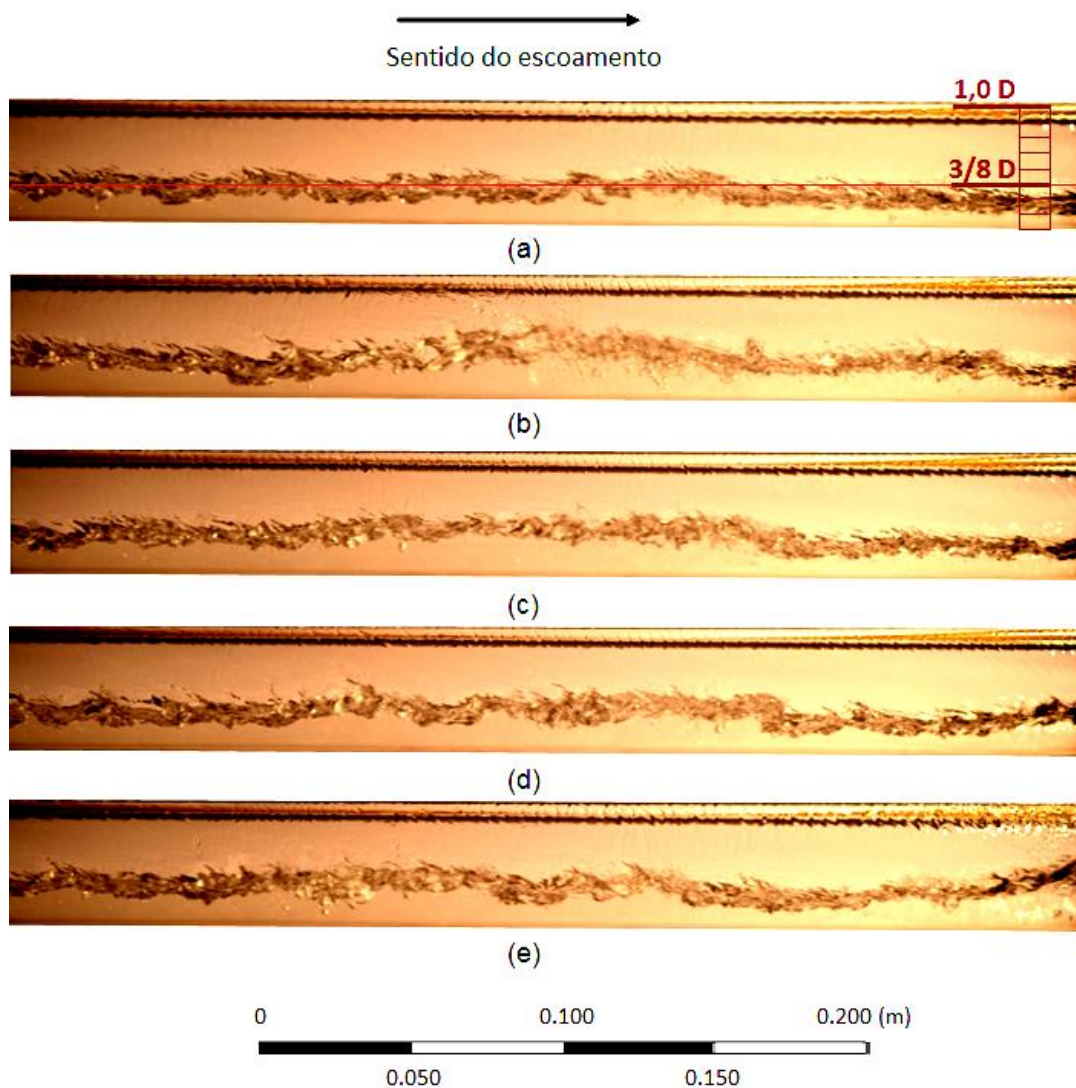
Com o aumento da fração de gás na mistura em relação ao experimento em *slug* e na ausência de inclinação em relação à horizontal, obtendo-se as imagens apresentadas na Figura 25 com intervalo de aquisição de 0,38 s. Os valores das vazões de cada fase estão apresentados na Tabela 3, coincidindo com um dos experimentos realizados por Xu *et al.* (2007) para o regime *churn*.

Pelas imagens da Figura 25, observam-se ondulações na interface de separação das fases de sorte que suas amplitudes são insuficientes para o preenchimento completo da seção transversal da tubulação, não sendo capazes de formar os pistões de líquido. Por meio dessa observação, pode-se sugerir que o escoamento apresentado pertença a um dos três regimes de escoamento horizontais: *wavy* (pela presença de filme de água ondulado),

churn (com a descontinuidade dos pistões de líquido provocada por $\alpha_s > 0.52$) ou *annular* (pela elevada vazão de gás).

Primeiramente, verifica-se a fronteira *stratified - non stratified* como forma de avaliar o estabelecimento ou não do regime *wavy*. Com base na Equação 3.6, calcula-se o número de Froude modificado com as massas específicas do ar e da água (Tabela 4), diâmetro interno da tubulação de 0.042m, inclinação de -15° , aceleração gravitacional de $9,81\text{m/s}^2$ e $U_{GS} = 4\text{m/s}$, resultando em $F = 0,54$. Adicionalmente, pela Figura 25-a, obtém-se a razão aproximada entre nível de líquido e o diâmetro do tubo $h_L / D \approx 0,38$.

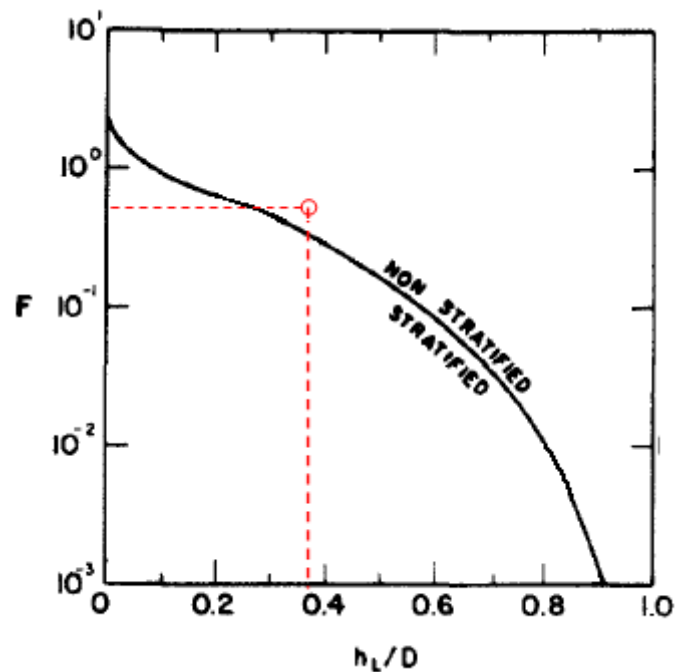
Figura 25 – Fotografias do experimento em regime *churn*



Fonte: autor.

Baseando-se nos valores encontrados para o número de Froude modificado e para h_L/D , nota-se que o regime analisado não se apresenta como *stratified* pela definição de Xu *et al.* (2007) e Barnea (1987), conforme indicado na Figura 26.

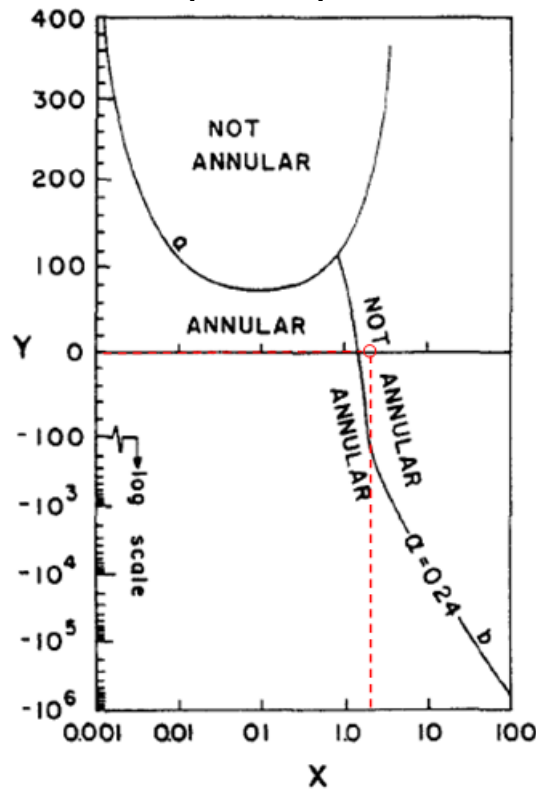
Figura 26 – Fronteira dos regimes *stratified* e *non stratified* para o experimento *churn*



Fonte: Barnea, 1987, adaptado

Em seguida, a verificação da fronteira *annular - intermittent flow* é realizada com base na Figura 3 para avaliar se o escoamento pode ou não ser classificado como *annular*. Pelos valores dos números de Reynolds para as fases líquida e gasosa no experimento *churn* (Tabela 5) e consultando-se o diagrama de Moody (Anexo) para tubulação lisa, encontram-se os fatores de atrito das Equações 3.3 e 3.4: $f_{LS} = 0,022$ e $f_{GS} = 0,019$. Adicionalmente, pelos valores das massas específicas das fases (Tabela 4), de suas velocidades médias superficiais, do diâmetro da tubulação de 0,042 m e com $\beta = 0^\circ$, obtém-se o ponto apresentado na Figura 27.

Figura 27 - Fronteira dos regimes *annular* e *non annular* para o experimento *churn*



Fonte: Barnea, 1987, adaptado

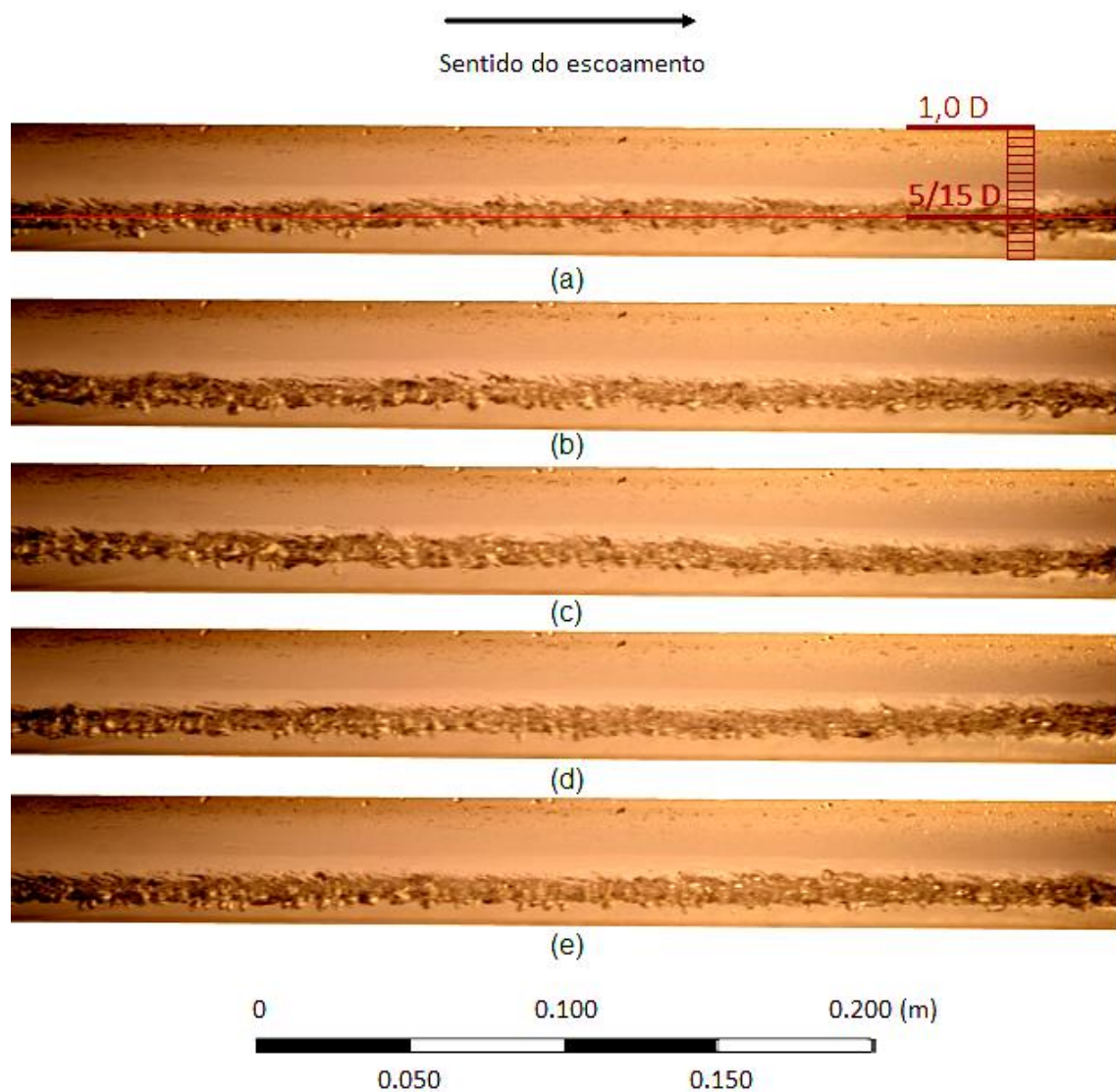
Finalmente, pelas análises das fronteiras *stratified-nonstratified* e *annular - intermittent flow*, pode-se concluir que o escoamento apresentado não se trata de regime *wavy*, nem de regime *annular* de acordo com a classificação de Xu *et al.* (2007) e Barnea (1987). Portanto, o escoamento reproduzido em laboratório baseado nos parâmetros de regime *churn* confirma o resultado encontrado por Xu *et al.* (2007) e conduz à afirmação de que tal regime tenha sido formado pela quebra dos pistões de líquido com sua elevada fração volumétrica de gás ($\alpha_s > 0,58$).

Em se tratando de um regime de transição entre *slug* e *annular* e que não apresenta pistões de líquido, o escoamento *churn* obtido no presente trabalho é classificado como regime *annular* na classificação do mapa de Baker (Figura 6). Para escoamento de ar com água, os adimensionais λ e ψ (Equações 3.10 e 3.11) são iguais à unidade e, para as vazões volumétricas convertidas (Tabela 3) em fluxos mássicos, tem-se: $G/\lambda = 29,68 \text{ kg} / \text{m}^2 \text{ s}$ e $(L/G)\lambda\psi = 23,49$.

5.2.3 Regime de escoamento *stratified wavy*

Para as mesmas vazões de água e ar utilizadas no experimento do regime *slug*, porém com seção reta inclinada a -15° em relação à horizontal (no sentido oposto ao utilizado para aquele experimento), foi obtido o regime de escoamento apresentado na Figura 28. Nela, imagens extraídas do experimento com intervalos de tempo de 0,38 s entre duas consecutivas mostram a presença do filme de água caracterizando um escoamento *stratified wavy* ou *smooth*.

Figura 28 - Fotografias do experimento em regime *stratified*

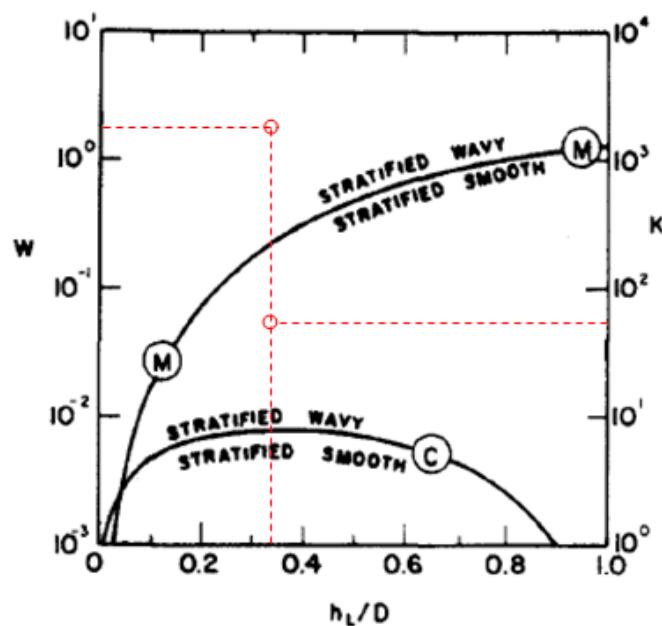


Fonte: autor.

Como forma de avaliar qual classe de escoamento *stratified* as imagens apresentam, foram utilizadas as Equações 3.7 e 3.9 associadas à Figura 5. Pela primeira, foi verificada a ação da gravidade na formação de ondas no filme de líquido, resultando no valor de $W = 1,56$. A segunda equação, por outro lado, forneceu a influência do fluxo de gás na formação de ondas pelo valor de $K = 56,35$.

Com os resultados de K e W associados a $h_L/D = 0,33$ (da Figura 28-a), foi possível definir a qual regime *stratified* o escoamento pertence de acordo com o Figura 29, sendo a curva M relativa aos valores de W e a curva C para o resultado de K .

Figura 29 - Fronteira dos regimes *stratified wavy* e *smooth* para o experimento *churn*



Fonte: Barnea, 1987, adaptado.

Com os dois pontos traçados no Figura 29, conclui-se que tanto o efeito gravitacional quanto a ação do fluxo de ar sobre o filme foram suficientes para causar ondulações na interface de separação das fases, caracterizando o regime *stratified wavy*, assim como apresentado por Xu *et al.* (2007).

5.3 SIMULAÇÃO NUMÉRICA

Aplicando-se os parâmetros de simulação definidos para os casos simulados, obtiveram-se os resultados numéricos dos três regimes reproduzidos nos experimentos, com número total de *time steps*, tempo de CPU médio a cada 100 *time-steps* e tempo total de CPU apresentados na Tabela 9:

Tabela 9 – Tempos de simulação e de CPU para os regimes simulados

Regime	Número de <i>time step</i>	Tempo de simulação (s)	Tempo de CPU a cada 100 <i>time steps</i> (min)	Tempo total de CPU (h)
<i>Slug</i>	62.000	1,96	36	372
<i>Churn</i>	60.000	1,41	42	420
<i>Stratified</i>	47.900	1,81	35	279

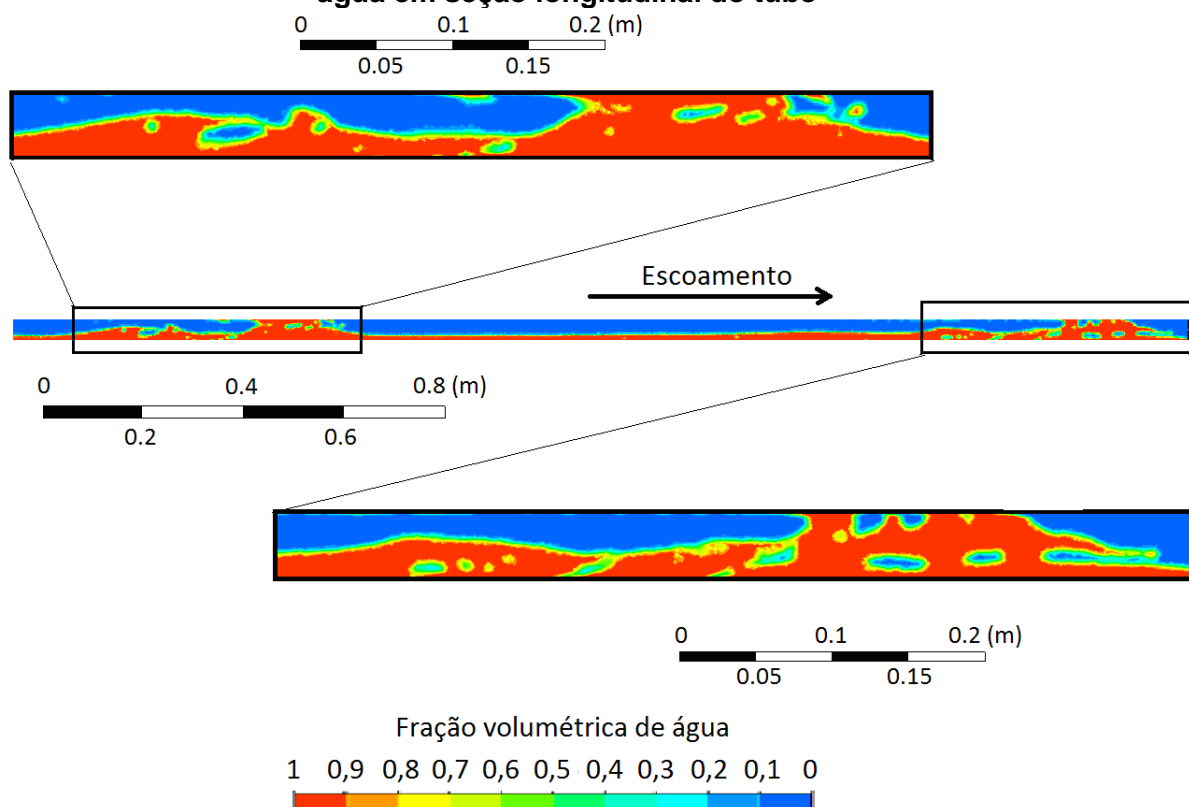
Os resíduos das equações de k , ε e das velocidades mantiveram valores inferiores ao critério de convergência de 10^{-6} ao final das iterações de cada *time step* para os regimes *churn* e *stratified*. Por outro lado, para o regime *slug*, apenas os resíduos de k e das velocidades alcançaram o critério.

Para todos os regimes simulados, a equação da continuidade apresentou convergência mais lenta, resultando em resíduo da ordem de 10^{-5} ao final das 60 iterações máximas por *time step*, assim como o resíduo de ε para o regime *slug*.

5.3.1 Regime de escoamento *slug*

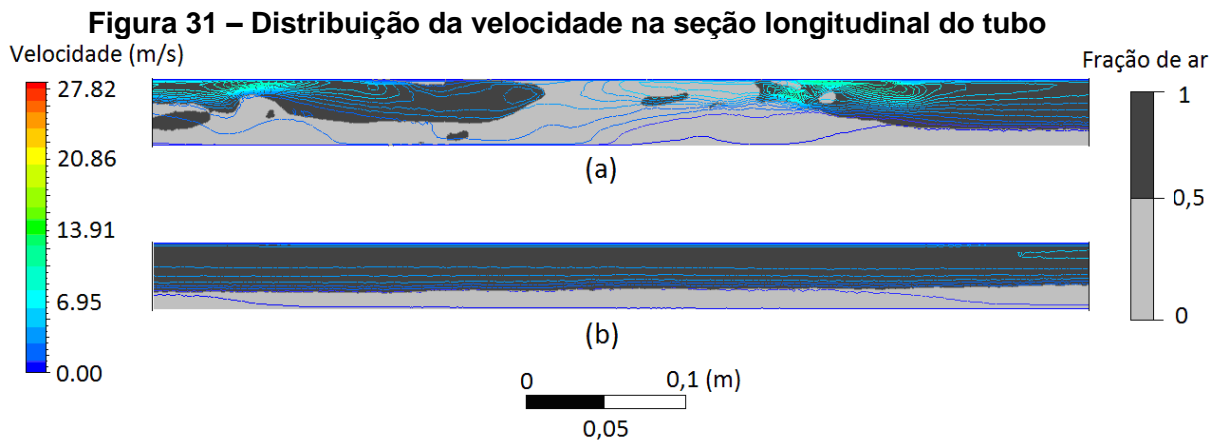
Conforme sugerido pelas imagens da simulação em regime *slug* (Figura 30), o resultado da simulação apresentou um escoamento com características específicas desse regime. Na figura, pistões de amplitude igual ao diâmetro da tubulação e com passagens intermitentes foram identificadas ao longo de sua seção longitudinal, conforme apresentado pela escala de cor de fração volumétrica de água.

Figura 30 – Mapa de cor da fração volumétrica de água em seção longitudinal do tubo



Fonte: autor.

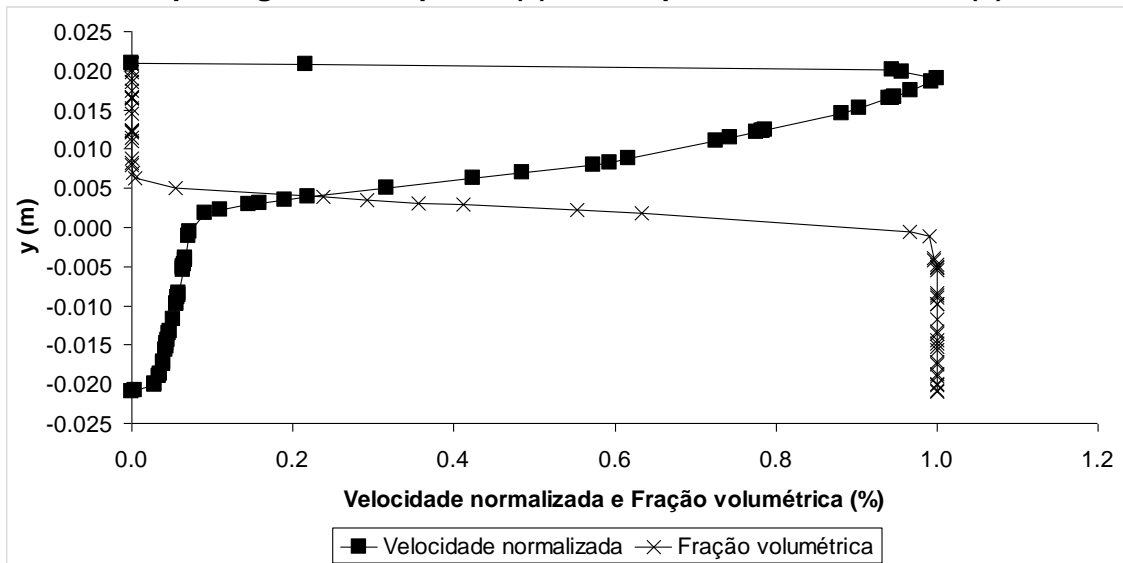
Adicionalmente, segundo Dukler and Hubbard (1975), pistões líquidos são tipicamente mais rápidos que o escoamento estabelecido entre a passagem de pistões consecutivos. Numericamente, tal característica pôde ser observada com base no mapa de velocidades em um trecho de seção reta com a presença de um pistão (Figura 31-a) e após a sua passagem (Figura 31-b). Nas duas figuras, a escala de cinza indica a fração volumétrica de cada uma das fases, sendo cinza claro para 100% de água e cinza escuro para 100% de ar. Nota-se que a velocidade da frente do pistão encontra-se a cerca de 10 m/s, enquanto que, após a sua passagem, a velocidade no eixo do tubo assume valores em torno de 4,5 m/s.



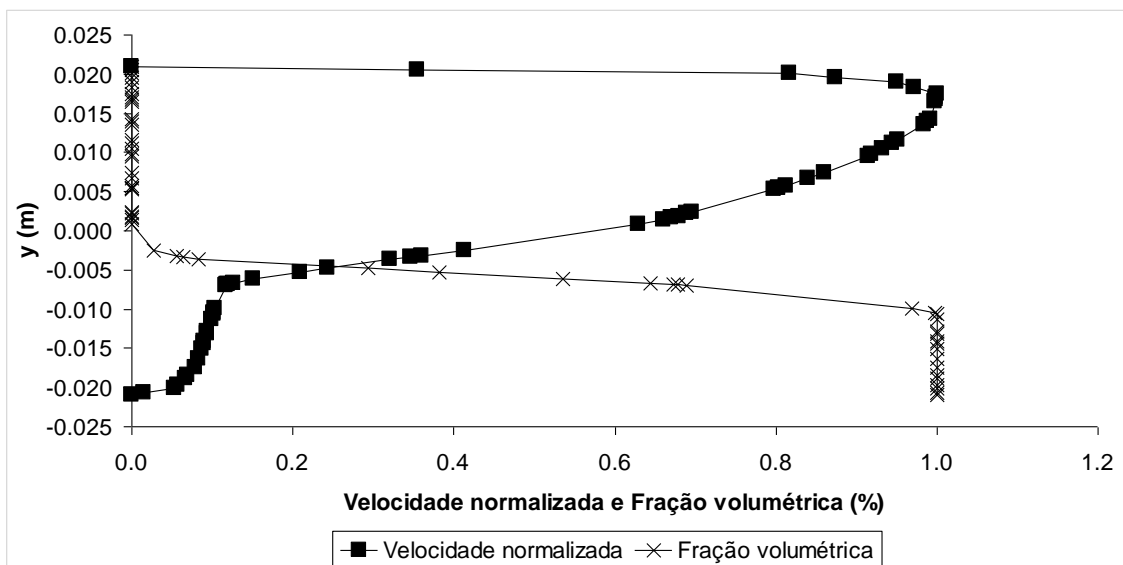
Fonte: autor.

Tendo como base o eixo y da Figura 18, foram traçados os perfis de velocidade para duas seções transversais do tubo. A primeira seção compreende a passagem de um pistão de líquido e o seu perfil de velocidade normalizado por sua velocidade máxima (10,5 m/s) está apresentado na Figura 32-a. Por outro lado, a outra seção transversal está localizada entre dois pistões de líquido e sua distribuição de velocidade normalizada pela sua máxima (5,57 m/s) está ilustrada na Figura 32-b. Ambas as figuras também contemplam a distribuição da fração volumétrica ao longo de y , sendo possível perceber a influência de cada fase no perfil de velocidade. Visto que a vazão de ar representa o dobro da vazão de água, maiores velocidades são observadas na presença da fase gasosa de forma que a água na superfície de separação das fases é arrastada pelo ar no sentido do escoamento, aumentando sua velocidade. O ar, por outro lado, sofre redução na sua velocidade pela presença da água, conforme apresentado nos perfis de velocidade das figuras.

Figura 32 – Perfis de velocidade e da fração volumétrica de água do regime *slug* na passagem de um pistão (a) e entre pistões consecutivos (b)



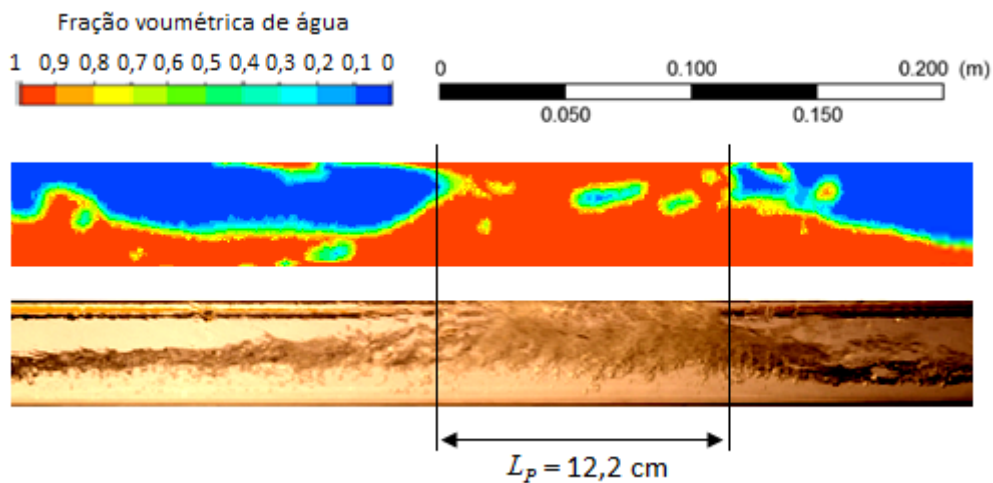
(a)



(b)

Ainda segundo Dukler and Hubbard (1975), as variações de velocidade provocadas pela passagem dos pistões líquidos no escoamento conduzem a geração de misturas caóticas no pistão que podem ser verificadas na Figura 33 (onde são comparados os resultados numérico e experimental). Pelas imagens é possível perceber semelhanças entre os pistões, tais como o seu comprimento (L_p) de cerca de 12,2 cm e ocorrência da mistura caótica a montante e a jusante dele.

Figura 33 – Mapa de cor da fração volumétrica de água e fotografia do experimento em regime *slug*



Fonte: autor.

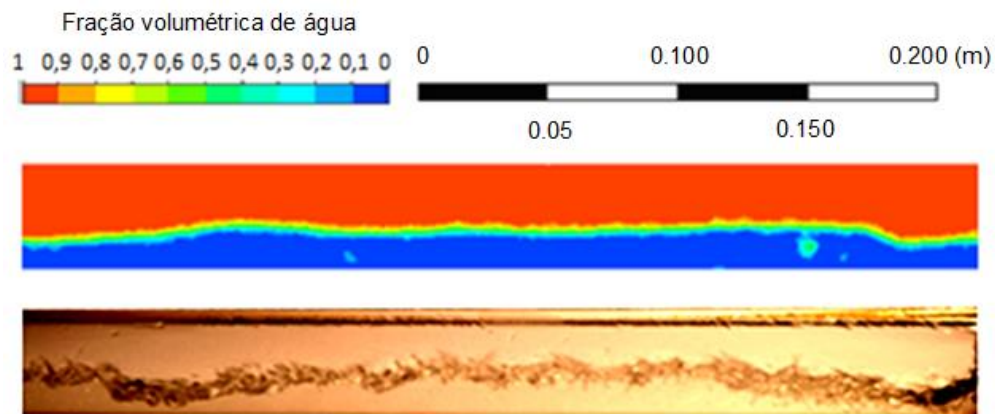
Segundo Ansys (2011a), modelos baseados na equação RANS (Eq. 3.29) reproduzem apenas as maiores escalas das instabilidades em escoamento turbulento, limitando a resolução obtida do espectro da turbulência. Consequentemente, os resultados extraídos no presente trabalho (com modelo $k - \varepsilon$ *Realizable*) não são capazes de apresentar grandes detalhes das regiões de mistura caótica do pistão, tais como as pequenas bolhas percebidas no experimento. Por outro lado, além do modelo utilizado, o refinamento da malha também pode contribuir consideravelmente para a resolução visual obtida nos resultados. No trabalho de HUA *et al.* (2014), que visa a identificar os fatores que afetam o arrastamento do gás no regime *slug*, melhor resolução é alcançada na mistura caótica pelo grande refinamento da malha (100 células ao longo do diâmetro do tubo), ainda que tenha sido utilizado o modelo $k - \varepsilon$ *Standard*.

5.3.2 Regime de escoamento *churn*

O resultado numérico obtido para o escoamento *churn* está mostrado na Figura 34 (também pela distribuição da fração volumétrica da fase líquida em escala de cor) juntamente com o resultado experimental. Nota-se a presença de

ondulações ao longo da tubulação, bem como apresentado pelo experimento, além de regiões que indicam a mistura da fase gasosa na água decorrente da forte agitação inerente desse regime de escoamento.

Figura 34 - Mapa de cor da fração volumétrica de água e fotografia do experimento em regime *churn*

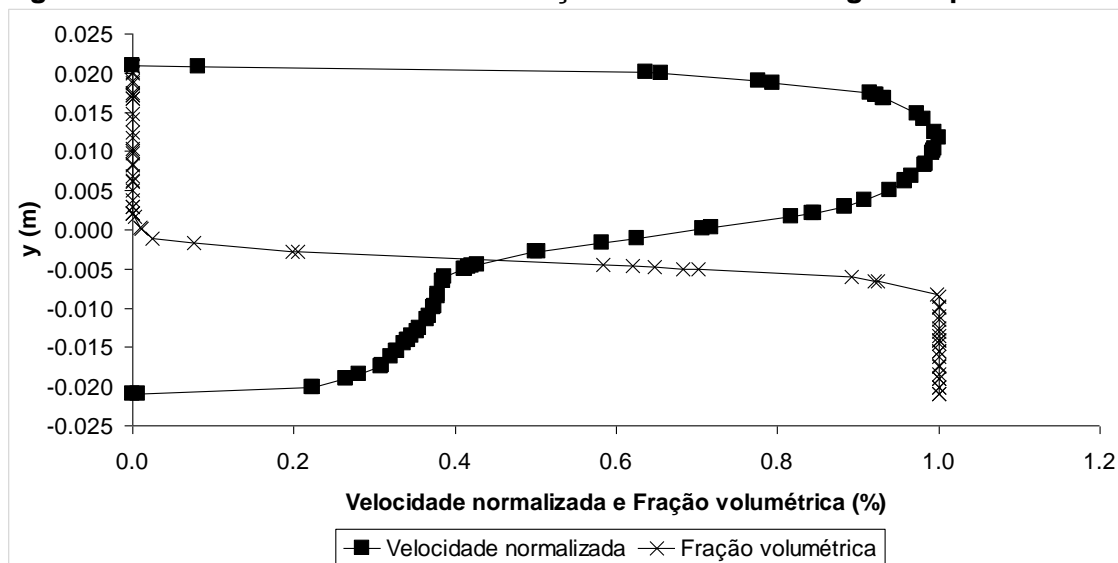


Fonte: autor.

Por outro lado, dados o modelo de turbulência e, possivelmente, o grau de refinamento da malha utilizado, a simulação não foi capaz de apresentar menores escalas das ondulações percebidas no experimento.

O perfil de velocidade normalizado pela velocidade máxima de 7.81 m/s para o regime *churn* está apresentado na Figura 35 assim como a distribuição da fração volumétrica ao longo do eixo y (apresentado na Figura 18). Analogamente ao escoamento *slug* reproduzido no presente trabalho, as maiores velocidades associadas à fase gasosa provocam aceleração da água na interface de separação das fases.

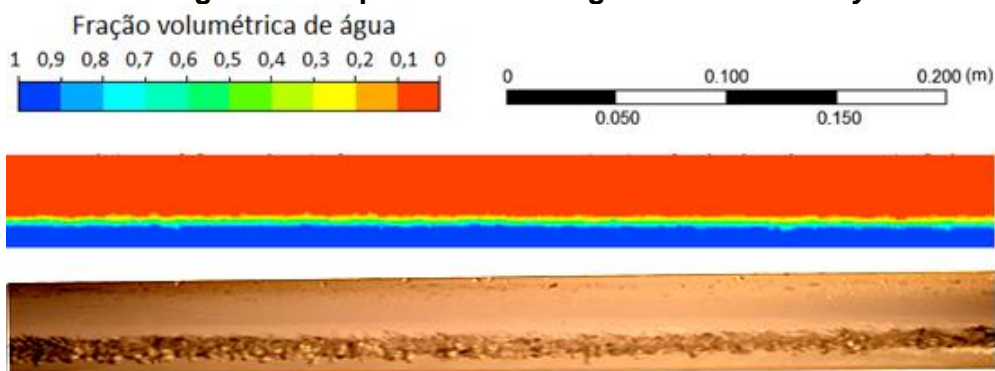
Figura 35 – Perfil de velocidade e da fração volumétrica de água do padrão *churn*



5.3.3 Regime de escoamento *stratified wavy*

Os resultados numérico e experimental estão apresentados na Figura 36. Nela é possível perceber a semelhança entre ambos no que se refere ao estabelecimento da interface horizontal de separação com ondulações de baixa amplitude, sugerindo boa sensibilidade da modelagem à influência dos efeitos gravitacional e do fluxo da fase gasosa sobre a superfície líquida nesse tipo de regime.

Figura 36 - Mapa de cor da fração volumétrica de água e fotografia do experimento em regime *stratified wavy*

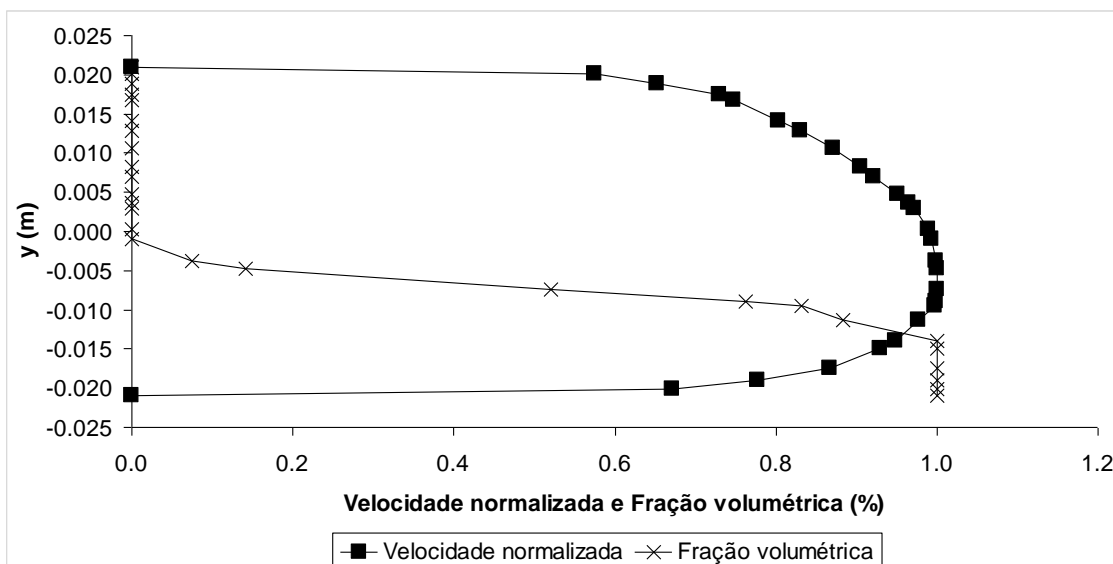


Fonte: autor.

No trabalho de Parvareh (2011), o autor também encontra boa correspondência entre os resultados numéricos e experimentais para os regimes *slug* e *stratified wavy* por meio da comparação de imagens dos experimentos com a distribuição da fração volumétrica de uma das fases, confirmando o bom desempenho do modelo VOF na reprodução desse tipo de escoamento.

Na Figura 37, estão mostradas as distribuições da velocidade normalizada pela velocidade máxima (3.26 m/s) e da fração volumétrica ao longo do diâmetro do tubo (eixo y) para o regime *stratified*. Ao contrário dos perfis de velocidade em padrão *slug* (Figura 32), o perfil observado para padrão *stratified* não apresenta grandes variações de velocidade na interface de separação das fases, embora as vazões de água e ar não difiram entre tais regimes (Tabela 3). Tal divergência entre os resultados *slug* e *stratified* para as mesmas vazões das fases explica-se pela influência da aceleração gravitacional no escoamento, dada a inclinação ascendente no regime *slug* (responsável por reduzir a velocidade do líquido) e descendente no regime *stratified* (elevando a velocidade da água).

Figura 37 – Perfil de velocidade e da fração volumétrica de água do regime *stratified*



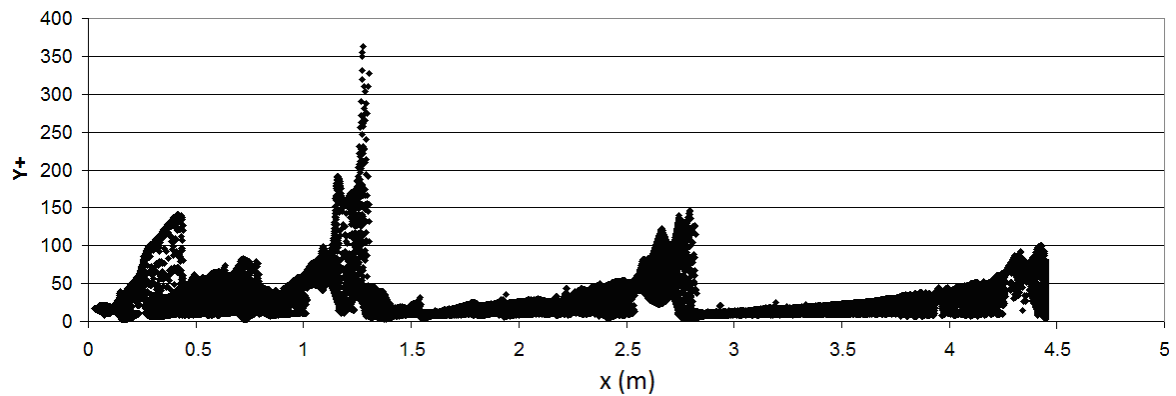
5.4 VERIFICAÇÃO DOS VALORES DE Y^+

Como forma de verificar o atendimento às condições das subcamadas com a função de parede *Scalable Wall Function* para as células da malha em contato com a superfície da tubulação, foram avaliados os valores de y^+ nessas células para todos os regimes de escoamento simulados.

As Figura 38, 39 e 40 mostram, para os regimes simulados *slug*, *churn* e *stratified* respectivamente, a distribuição dos valores de y^+ para todas as células que tocam a parede do tubo ao longo do seu comprimento desde a seção de entrada de água na junção “y” até a região de saída da seção reta (representado no eixo “x” dos gráficos). Os instantes de tempo de simulação que apresentam os valores apresentados nos gráficos são os mesmos daqueles utilizados nas Figuras 33, 34 e 36 para os mesmos regimes de escoamento simulados.

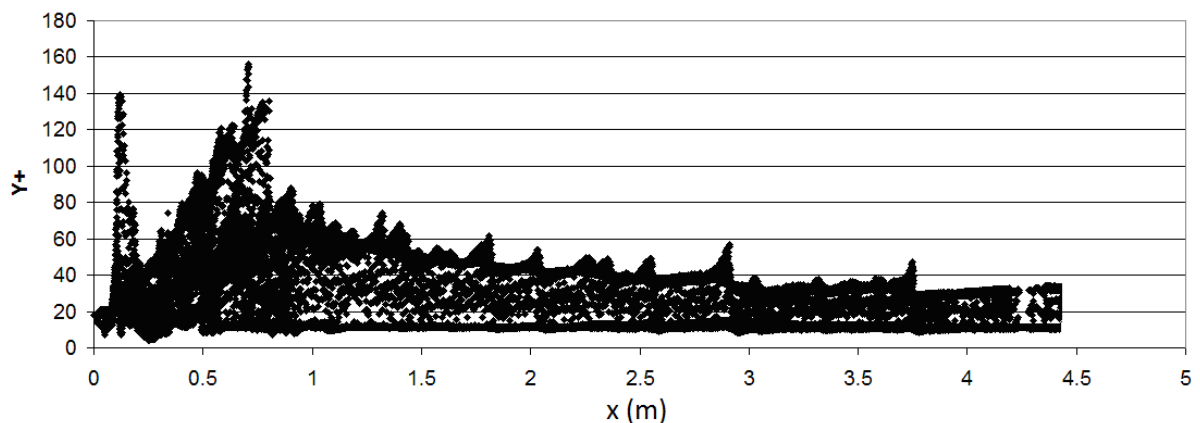
Algumas características particulares de cada regime de escoamento podem ser percebidas nos seus respectivos gráficos de y^+ . O resultado da simulação do regime *slug* traz picos de y^+ (Figura 38) que coincidem com a passagem da frente dos pistões característicos desse escoamento nas posições $x=2,75$ e $x=4,4$. Com base na Equação 3.45, maiores tensões de cisalhamento no fluido provocadas pelo escoamento do pistão em alta velocidade promovem aumento nos valores de y^+ , gerando os picos no gráfico. A elevação abrupta de y^+ a montante do pistão é seguida de sua redução gradativa, caracterizada pela agitação deixada na interface de separação das fases a jusante do pistão.

Figura 38 – Distribuição do y^+ ao longo do tubo para o regime *slug*



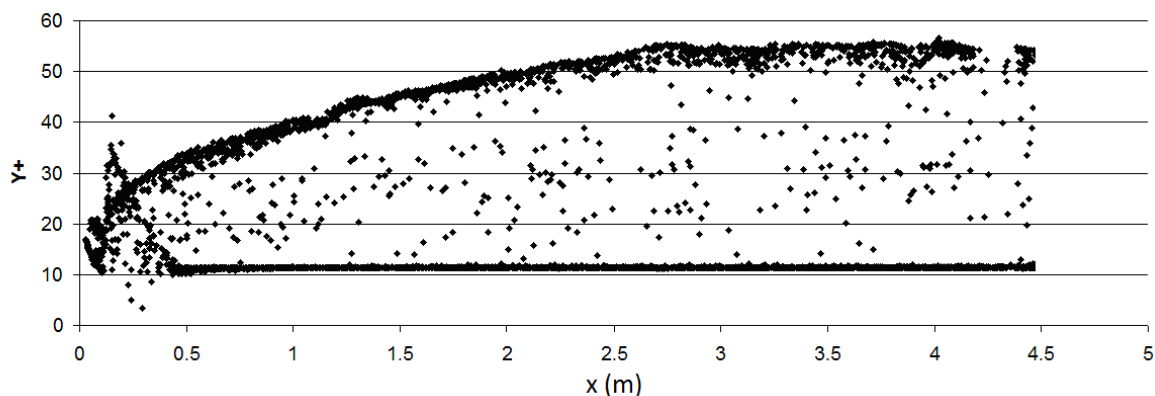
Pela Figura 39, também são identificadas elevações nos valores de y^+ ao longo do comprimento de tubo (eixo “x”), que devem estar relacionados às perturbações inerentes do escoamento *churn*.

Figura 39 - Distribuição do y^+ ao longo do tubo para o regime *churn*



Por outro lado, na Figura 40, em se tratando de escoamento com menores perturbações que os outros dois estudados, picos não são verificados na distribuição de y^+ ao longo da tubulação para o regime *stratified wavy*. Nota-se a distribuição de duas curvas para y^+ (uma praticamente constante em torno de $y^+ = 10$ e outra com suave aumento de y^+ seguido de estabilização a cerca de $y^+ = 55$), sendo cada uma relacionada a uma fase, dada a estratificação encontrada nesse regime.

Figura 40 - Distribuição do y^+ ao longo do tubo para o regime *stratified wavy*



Com base nos gráficos, nota-se que a distribuição de valores de y^+ está compreendida entre 0 e 500 para todos os regimes simulados, sendo, portanto, atendida a condição de Bakker (2006), com $50 < y^+ < 500$, ou o mecanismo de não deterioração dos cálculos apresentado pela função *Scalable Wall Function* para células com $0 < y^+ < 50$.

6 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Este trabalho propôs a aferição do desempenho do modelo VOF utilizado em simulações envolvendo escoamento de mistura gás-líquido, compreendendo um estudo a respeito do grau de refinamento adequado para a malha utilizada nas simulações, além de experimentos que, juntamente com a literatura, viabilizaram a verificação do desempenho da modelagem utilizada.

Com base nos dados de vazão e inclinação da seção reta de tubo utilizados no trabalho de Xu *et al.* (2007), os três regimes de escoamento *churn*, *slug* e *stratified wavy* foram reproduzidos numérica e experimentalmente. No software Fluent, dada a característica turbulenta dos escoamentos e as limitações de recursos computacionais disponíveis, optou-se pela utilização do modelo de turbulência baseado nas equações do transporte para k e ε , que apresenta vasta aplicação na literatura e na solução de problemas de engenharia. Mais especificamente, o modelo $k - \varepsilon$ *Realizable* utilizado tende a apresentar melhor performance do que os outros modelos $k - \varepsilon$ para escoamentos complexos que incluem vórtices e grande curvatura nas linhas de corrente (Ansys, 2011a), principalmente na junção “y” (Figura 13). Para contornar as limitações dos cálculos na camada limite pelo modelo $k - \varepsilon$ e evitar o considerável incremento do número de nós da malha em regiões próximas à parede, utilizou-se função de parede. Tal função, entretanto, deveria manter a precisão dos cálculos para os valores de y^+ que as fases provocariam nas células adjacentes à parede. Visto que o regime *slug* apresenta intermitência no fluxo das fases e os regimes *churn* e *stratified* tendem a apresentar certa estratificação entre ambas, os valores de y^+ estariam dispostos em um intervalo com valores pequenos e elevados ao longo do tubo e ao longo tempo de simulação, o que foi confirmado nas Figuras 35, 36 e 37. Em função da presença de valores tão distintos de y^+ , optou-se pela função *scalable*, capaz de manter a estabilidade dos cálculos mesmo para pequenos valores de y^+ .

A modelagem associada à mistura das duas fases (líquida e gasosa) foi realizada pelo modelo VOF com o método de discretização da interface

geometric reconstruction, que, segundo Ansys (2011a) e Jabbari *et al.* (2014), apresenta boa conformidade com resultados experimentais. Adicionalmente, os efeitos da tensão superficial, a discretização espacial e o cálculo de gradiente foram obtidos de métodos também sugeridos por Ansys (2011a).

Para a discretização temporal, o método implícito foi adotado devido à indisponibilidade da discretização explícita nos cálculos em algoritmo *Pressure-Based* (utilizado neste trabalho, dada a incompressibilidade dos escoamentos simulados). Embora a adoção de $CFL > 1$ para esse método não provoque instabilidade nos cálculos, observou-se atenuação do gradiente da fração volumétrica na interface de separação das fases para tais valores, forçando a utilização de $CFL = 0,25$ na interface e $CFL = 0,8$ no restante do domínio de escoamento.

Definidos os parâmetros de simulação, bem como os métodos e modelos adotados, o teste de malha foi realizado como forma de obter a malha que apresenta a maior quantidade possível de nós capaz de manter uma boa precisão dos cálculos. Dentre as quatro malhas inicialmente testadas, optou-se pela Malha 3 como a melhor malha, dada a sua influência nos resultados que reúne boa precisão e tempo de cálculo relativamente pequeno. Como forma de homogeneizar a distância entre a parede e o centro da célula adjacente a ela, foi aplicada a técnica de *inflation* na Malha 3, gerando-se a Malha 3-a (Figura 22), que apresentou valor máximo de y^+ abaixo daqueles sugeridos por Bakker (2006). Por fim, realizou-se o incremento do valor de y^+ com aumento proporcional do valor de y , obtendo-se a Malha 3-b, cujo *inflation* mais grosseiro reduz o custo computacional em relação àquele associado à Malha 3-a e mantém a precisão esperada pela Malha 3.

Visto que os resultados de Xu *et al.* (2007) foram dispostos em um mapa de regimes de escoamento, sem divulgação de imagens que pudessem ser comparadas com os resultados numéricos, foram realizados experimentos com o arranjo ilustrado na Figura 13. As imagens obtidas do visor de fluxo foram primeiramente analisadas com base na literatura para avaliar se os regimes estabelecidos no experimento correspondiam com aqueles encontrados por Xu

et al. (2007). Para o regime *slug*, a descrição apresentada por Dukler and Hubbard (1975) foi compatível com as imagens obtidas para esse escoamento. Para o padrão *churn*, o resultado das análises das imagens associadas às equações e gráficos das fronteiras *annular – non annular* e *stratified – non stratified* do trabalho de Barnea (1987) apontaram para a presença do escoamento *churn* como previsto. Finalmente, para o regime *stratified wavy*, o resultado de Xu *et al.* (2007) também coincidiu com aquele obtido experimentalmente no presente trabalho. Uma vez verificada a correspondência entre os experimentos de ambos os trabalhos e definidas a malha e a modelagem adotadas, foram realizadas as simulações.

Os resultados das simulações mostraram características dos escoamentos compatíveis com os regimes previstos. No regime *slug* foram verificadas as intermitências da passagem de pistões de líquido associadas à mistura caótica das fases a montante e a jusante dos pistões, além da maior velocidade na frente da massa líquida, conforme descrito por Dukler and Hubbard (1975). Comparando-se os resultados experimentais e numéricos, observaram-se semelhanças expressivas nas imagens dos escoamentos, principalmente no que se refere ao comprimento do pistão (L_p) na Figura 32. Para o regime *churn*, assim como no regime *stratified wavy*, os resultados das simulações também mostraram padrões de escoamento semelhantes aos obtidos experimentalmente. Em ambos, nota-se a estratificação das fases, com maior agitação percebida no regime *churn* que no regime *stratified wavy*. As menores escalas de ondulações percebidas nos experimentos, entretanto, não foram verificadas nos resultados numéricos, o que, de acordo com Ansys (2011a), é esperado para modelos baseados na equação RANS (Eq. 2.29), como *k - ε Realizable*. Adicionalmente, o grau de refinamento da malha também pode ter colaborado a resolução relativamente baixa das ondulações na superfície de separação das fases e nas regiões de mistura caótica do regime *slug*, visto que melhor resolução fora alcançada por Hua *et al.* (2014) com o uso do modelo *k - ε Standard*. Trabalhos futuros poderão ser realizados de forma a avaliar a influência de maiores graus de refinamento de malha, bem como de modelos de turbulência (tal como SAS), na resolução do espectro turbulento das ondulações na interface entre as fases. Modelos de turbulência para baixos

números de Reynolds (como $k-\omega$ *Standard* e SST $k-\omega$) podem ser igualmente testados para os cálculos de regiões sobre forte influência da viscosidade no interior da camada limite. Sugere-se também o desenvolvimento de simulações para outros regimes de escoamento sob diferentes inclinações, além de teste que comparem o desempenho dos métodos de discretização da interface de separação das fases. Investigações adicionais a respeito da concordância entre o resultado numérico e o experimental podem ser obtidas de medições do mapa de velocidade do escoamento por técnicas como a Velocimetria por Imagem de Partícula (VIP), além da medição da perda de carga ao longo da seção reta de tubo.

REFERÊNCIAS

ABDULKADIR, M.; HERNANDEZ-PEREZ, V.; LO, S.; LOWNDES, I., S.; AZZOPARDI, B., J. Comparison of experimental and Computational Fluid Dynamics (CFD) studies of slug flow in a vertical riser. *Experimental Thermal and Fluid Science*, v. 68, pp. 468-483, 2015.

ALBADAWI, A.; DONOGHUE, D. B.; ROBINSON, A. J.; MURRAY, D. B.; DELAURÉ, Y. M. C. Influence of surface tension implementation in Volume of Fluid and coupled Volume of Fluid with Level Set methods for bubble growth and detachment. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 53, pp. 11-28, 2013.

ANDRAS, H.; CHRISTIAN, J.; MICHAEL, L.; CHRISTIA, K; ALEKSANDER, M.; MICHAEL, H. CFD Simulation of Bubble Columns using the VOF Model: Comparison of commercial and Open Source Solvers with an Experiment. *Chemical Engineering Transactions*, v. 18, pp. 1-12, 2009.

ANSYS. *Ansys Fluent Theory Guide*. Canonsburg: ANSYS, Inc, 2011a, 793 p.

ANSYS. *Ansys Fluent User's Guide*. Canonsburg: ANSYS, Inc, 2011b, 2428 p.

AVILA, R. P.; RODRIGUEZ O. M. H. Numerical Predictions in Wavy-stratified Viscous Oil-water Flow in Horizontal Pipe. In: PROCEEDINGS OF THE INTERNATIONAL CONFERENCE ON HEAT TRANSFER AND FLUID FLOW, 2014, Prague. *Anais...* Prague, 2014. pp. 1-6.

BAKER, O. Simultaneous flow of oil and gas. *Oil Gas J.*, v. 53, p. 185–195, 1954.

BAKKER, A. *Lecture 11 – Boundary Layer and Separation – Applied Computational Fluid Dynamics*. 2006. Slides.

BARNEA, D. A unified model for predicting flow-pattern transitions for the whole range of pipe inclinations. *Int. J. Multiphase Flow*, v.13, p. 1-12, 1987.

BERNARD, P. S.; WALLACE, J. M. *Turbulent Flow. Analysis, Measurements and Prediction*. Hoboken: John Wiley & Sons, Inc., 2002. 497 p.

BRAUNER, N., BARNEA, D. Slug/churn transition in upward vertical flow. *Chem. Engng Sci.* v. 41, pp. 159-163, 1986.

BRENNEN, C. E. *Fundamentals of Multiphase Flow*. California: California Institute of Technology, 2005. 410 p.

ÇENGEL, Y. A.; CIMBALA, J. M. *Mecânica dos Fluidos: Fundamentos e aplicações*. São Paulo: McGraw Hill, 2007. 816 p.

CUNHA, R. E. P. *Modelagem matemática de separação gravitacional de emulsões de petróleo*. 2007. 136 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Processos) – Universidade Tiradentes, Aracaju. 2007.

DE SCHEPPER, S. C. K.; HEYNDERICKX, G. J.; MARIN, G. B. CFD modeling of all gas–liquid and vapor–liquid flow regimes predicted by the Baker chart. *Chemical Engineering Journal*, v. 138, p. 350-351, 2008.

DE SOUZA, J. F. A.; DE OLIVEIRA, L. R.; AZEVEDO, J. L. L.; SOARES, I. D; MATA, M. M. Uma revisão sobre a turbulência e seu modelagem. *Revista Brasileira de Geofísica*, v. 29, pp.21-41, 2011.

DEWAN, A. *Tackling Turbulent Flows in Engineering*. Berlin: Springer, 2011. 124 p.

DUKLER, A.; HUBBARD, G. A model for gas-liquid slug flow in horizontal and near horizontal tubes. *Chemical Engineering Fundamentals*, 1975.

DURBIN, P. A.; PETTERSSON-REIF, B. A. *Statistical Theory and Modeling for Turbulent Flow*. Chichester: John Wiley & Sons, Ltd, 2011. 357 p.

EL GHARBI, N.; ABSI, R.; BENZAOU, A.; AMARA, E. H. Effect of near-wall treatments on airflow simulations. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON

COMPUTATIONAL METHODS FOR ENERGY ENGINEERING AND ENVIRONMENT: ICCM3E, Sousse. *Anais...* Sousse, 2009. pp.185-189.

GHAJAR, A. J.; KIM, J. Y.; MALHOTRA, K.; TRIMBLE, S. Systematic heat transfer measurements for air-water two-phase flow in a horizontal and slightly upward inclined pipe. In: PROC. 10TH BRAZ. CONG. THERMAL SCI. & ENGN., 2004, Rio de Janeiro. *Anais...* Rio de Janeiro, 2004. pp 46-73.

HINZE, J. O. *Turbulence*. New York: Mc Graw-Hill, 1975. 790 p.

HUA, J.; NORDBO, J.; MARTIN, F. CFD modeling of gas entrainment at a propagating slug front. In: 10TH INTERNATIONAL CONFERENCE ON CFD IN OIL & GAS, METALLURGICAL AND PROCESS INDUSTRIES, 2014, Trondheim. *Anais...* Trondheim, 2014. pp. 1-9.

IMADA, F. H. J.; SALTARA, F.; BALIÑO, J. L. Numerical simulation of stratified, horizontal plug and vertical slug flow patterns. In: 22ND INTERNATIONAL CONGRESS OF MECHANICAL ENGINEERING, 2013, Ribeirão Preto. *Anais...* Ribeirão Preto, 2013. pp. 1761-1768.

JABBARI, M.; BULATOVA, R.; HATTEL, J., H.; BAHL, C. R. H. An evaluation of interface capturing methods in a VOF based model for multiphase flow of a non-Newtonian ceramic in tape casting. *Applied Mathematical Modelling*, v. 38, pp. 3222-3232, 2014.

KRISTOF, G. *Multiphase flow modeling*. 2010. Slides.

LIM, E. W. C.; CHEN, Y.; WANG, C.; WU, R. Experimental and computational studies of multiphase hydrodynamics in a hydrocyclone separator system. *Chemical Engineering Science*, v. 65, pp. 6415-6424, 2010.

LIU, Z.; SUNDEN, B.; YUAN, J. VOF modeling and analysis of filmwise condensation between vertical parallel plates. *Heat Transfer Research*, v. 43, pp. 47-68, 2012.

MALALASEKERA, W.; VERSTEEG, H. K.. *An introduction to computational fluid dynamics: The finite volume method*. New York: Longman Scientific & Technical, 1995. 257 p.

OLIVEIRA, R. P. de. *Caracterização experimental das propriedades dinâmicas de escoamentos pistonados em tubos verticais*. 2009. 135 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro. 2009.

PALADINO, E. E. *Estudo do escoamento multifásico em medidores de vazão do tipo pressão diferencial*. 2005. 263 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis. 2005.

PARVAREH, A.; RAHIMI, M.; ALIZADEHDAKHEL, A.; ALSAIRAFI, A. CFD and ERT investigations on two-phase flow regimes in vertical and horizontal tubes. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, v. 37, p. 304 -311, 2010.

RABIGER, K.; MAK SOUND, T. M. A.; WARD, J.; HAUSMANN. Theoretical and experimental analysis of a multiphase screw pump, handling gas–liquid mixtures with very high gas volume fractions. *Experimental Thermal and Fluid Science*, v. 32, pp. 1694-1701, 2008.

RESENDE, P. R; PINHO, F. T.; CRUZ, D. O. A Reynolds stress model for turbulent flows of viscoelastic fluids. *Journal of Turbulence*, v.14, pp.1-36, 2013.

SOO, S. L. *Multiphase Fluid Dynamics*. Beijing: Science Press, 1995.

TAYLOR, G.; VON KÁRMÁN, T. *Journal of the Royal Aeronautical Society*, v. 41, p. 1109, 1937.

TENNEKES, H.; LUMLEY, J. L. *A First Course in Turbulence*. Massachusetts: Kingsport Press, 1972. 300 p.

THE ENGINEERING TOOLBOX. Surface Tension of Water in contact with Air. Disponível em: www.engineeringtoolbox.com/water-surface-tension-d_597.html. Acesso em: 08 de mar. 2016.

TUTAR, M.; KARAKUS, A. Computational Modeling of Three-Dimensional Compressible Filling Process of Injection Molding. In: ICHMT INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON ADVANCES IN COMPUTATIONAL HEAT TRANSFER, Marrakech, Anais... Marrakech, 2008. pp.1 – 20.

UBBINK, O. *Numerical prediction of two fluid systems with sharp interfaces*. 1997. 68 f. Qualificação de Tese (PhD em Engenharia Mecânica) - Imperial College of Science, Technology & Medicine, University of London, Londres. 1997.

WISCHNEWSKI, B. Some scientific and engineering data online. Disponível em: www.peacesoftware.de/einigewerte/einigewerte_e.html. Acesso em: 26 de fev. 2016.

XU, J.; WU, Y.; SHI, Z.; LAO, L.; LI, D. Studies on two-phase co-current air/non-Newtonian shear-thinning fluid flows in inclined smooth pipes. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 33, pp. 948-969, 2007.

ANEXO – DIAGRAMA DE MOODY

Diagrama de Moody

